

UNIVERSIDADE FEDERAL DO ESPÍRITO SANTO
CENTRO TECNOLÓGICO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

ERLON CAVAZZANA

CONTRIBUIÇÕES AO ESTUDO DA VIABILIDADE DE CONTROLE DE
LAMINADORES DE PRODUTOS PLANOS - UMA PROPOSTA
GAIN SCHEDULING CLÁSSICA

VITÓRIA
2012

ERLON CAVAZZANA

CONTRIBUIÇÕES AO ESTUDO DA VIABILIDADE DE CONTROLE DE
LAMINADORES DE PRODUTOS PLANOS - UMA PROPOSTA
GAIN SCHEDULING CLÁSSICA

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica do Centro Tecnológico da Universidade Federal do Espírito Santo, como requisito parcial para obtenção do Grau de Doutor em Engenharia Elétrica.

Orientador: Prof. Dr. José Denti Filho

VITÓRIA

2012

Dados Internacionais de Catalogação-na-publicação (CIP)
(Biblioteca Central da Universidade Federal do Espírito Santo, ES, Brasil)

C377c Cavazzana, Erlon, 1979 -
Contribuições ao estudo da viabilidade de controle de laminadores de produtos planos : uma proposta *Gain Scheduling* clássica / Erlon Cavazzana. – 2012.
128 f. : il.

Orientador: José Denti Filho.
Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica) – Universidade Federal do Espírito Santo, Centro Tecnológico.

1. Automação industrial. 2. Laminação (Metalurgia). Sistemas de controle ajustável. I. Denti Filho, José. II. Universidade Federal do Espírito Santo. Centro Tecnológico. III. Título.

CDU: 621.3


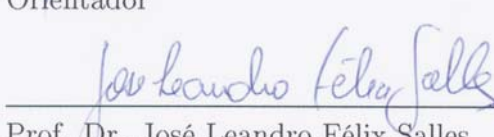
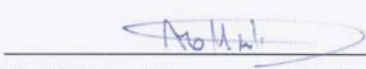
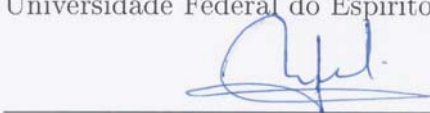

ERLON CAVAZZANA

**CONTRIBUIÇÕES AO ESTUDO DA VIABILIDADE DE CONTROLE DE
LAMINADORES DE PRODUTOS PLANOS - UMA PROPOSTA
GAIN SCHEDULING CLÁSSICA**

Tese submetida ao programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica do Centro Tecnológico da Universidade Federal do Espírito Santo, como requisito parcial para a obtenção do Grau de Doutor em Engenharia Elétrica.

Aprovada em 28 de dezembro de 2012.

COMISSÃO EXAMINADORA


Prof. Dr. José Denti Filho Universidade Federal do Espírito Santo Orientador

Prof. Dr. José Leandro Félix Salles Universidade Federal do Espírito Santo

Prof. Dr. Alessandro Mattedi Universidade Federal do Espírito Santo

Prof. Dr. José Maria Ramón Caccioppoli Universidade Federal de Minas Gerais

Prof. Dr. Marcelo Lucas Pereira Machado Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia do Espírito Santo

*“Tudo deve ser feito tão simples quanto possível,
mas não mais simples que isso”.*

Albert Einstein

*À minha família pelo apoio e incentivo em
todos os momentos da minha vida.*

Agradecimentos

Gostaria de expressar minha gratidão primeiramente a Deus, pelo dom da vida, pela saúde e força para que eu pudesse concretizar este trabalho.

À minha família, pelo incentivo e apoio incondicional.

Agradeço, especialmente, ao meu orientador, Dr. José Denti Filho, pelos ensinamentos, amizade, paciência e confiança depositada.

Ao Leonardo Tôrres, por ter me direcionado para esta área, pela amizade e exemplo profissional.

Ao amigo Davidson, pelo incentivo, apoio em momentos difíceis e pelas proveitosas discussões sobre o tema.

À Marilene, pelo amor, carinho e paciência desde o início.

Ao Hendriks, pelo incentivo para prestar concurso para o Ifes e ingressar na carreira acadêmica.

Ao Nilson e ao Francisco Rossomando, pelo fornecimento de alguns dados utilizados em suas pesquisas.

À Sandra Bassani, pela ajuda na revisão final do texto em língua inglesa do último artigo.

Aos professores das Coordenadorias de Automação Industrial do Ifes Campus Linhares e de Eletrotécnica do Ifes Campus São Mateus, pelo apoio e amizade.

Aos demais colegas de trabalho, amigos e professores, pela experiência compartilhada.

Agradeço ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal do Espírito Santo por ter possibilitado esta oportunidade.

Agradeço a todos aqueles que estiveram mais próximos...

Resumo

Esta tese apresenta contribuições ao estudo da viabilidade de controle de laminadores de produtos planos, propondo uma estratégia baseada nas técnicas *Gain Scheduling* clássicas.

A qualidade da tira laminada está relacionada à minimização da variação da espessura de saída da tira e do coroamento da mesma. É possível atuar em diferentes subsistemas do processo para buscar a qualidade desejada. Além disso, fatores econômicos como produtividade e custo, incluindo o custo de manutenção do sistema, são extremamente importantes na sociedade moderna, impulsionando a demanda por tecnologias avançadas que melhoram esses fatores.

O sistema proposto utiliza um controlador não-linear com um integrador no ramo direto entre o controlador e a planta, que simplifica o projeto *Gain Scheduling*. Um método baseado em Reguladores Ótimos Quadráticos é utilizado na sintonia dos controladores lineares, e os ganhos do controlador global são obtidos pela interpolação dos ganhos sintonizados. Também foi desenvolvido um mecanismo de suavização da ação de controle que permite obter melhorias no processo.

O controlador proposto é testado em diversos subsistemas do processo, quais sejam: subsistema da bobinadeira, da desbobinadeira, do ajuste de *gap* e do tensionamento da tira. Cada subsistema é capaz de atuar em um determinado parâmetro operacional para recuperar o ponto de operação do sistema frente aos distúrbios de processo.

Resultados de simulações são apresentados, utilizando dados teóricos e dados reais da indústria para mostrar a viabilidade desse controlador. Testes comparativos do controlador *Gain Scheduling* com um controlador de ganhos fixos mostraram que o primeiro alcança desempenho superior em todos os casos analisados. Além disso, a metodologia desenvolvida serve de base para o desenvolvimento de outras propostas.

Abstract

This thesis presents contributions to the study of feasibility of control for strip rolling mills by proposing a strategy based on classical Gain Scheduling techniques.

The rolled strip quality is related to the minimization of thickness and strip crown variations. It is possible to operate in different process subsystems to reach the desired quality. Moreover, economic factors such as productivity and cost, including the system maintenance cost, are extremely important in modern society, leading to the demand for advanced technologies that improve these factors.

The proposed system uses a nonlinear controller with an integrator in the direct line between the controller and the plant that simplifies the Gain Scheduling design. A method based on Optimal Quadratic Regulators is used for tuning the linear controllers, and the global controller gains are obtained by the interpolation of tuned gains. It was also developed a smoother control action mechanism that would result in improvements to the process.

The proposed controller is tested in several subsystems of the process, such as: coiler, uncoiler, gap adjustment and tensioning strip subsystem. Each subsystem is able to act in a certain operating parameter to recover the system operating point diverted by process disturbances.

Simulation results are presented using theoretical and industry data to show the controller feasibility. Comparative tests with Gain Scheduling controller and a fixed gain controller showed that the first achieves superior performance in all cases analyzed. In addition, the developed methodology might be used as the base for developing other proposals.

Sumário

Lista de Figuras

Lista de Tabelas

Simbologia	18
1 Introdução	22
1.1 Objetivos	22
1.1.1 Geral	22
1.1.2 Específico	23
1.2 Controle Gain Scheduling	23
1.3 Controle de Laminadores	28
1.4 Contribuições	30
1.5 Organização da Tese	31
2 Processo de Laminação de Produtos Planos	33
2.1 Curvas de Operação	34
2.2 Descrição dos Subsistemas do Laminador	37
2.2.1 Subsistema da bobinadeira	37
2.2.2 Subsistema da desbobinadeira	38
2.2.3 Subsistema do tensionador	39
2.2.4 Subsistema do acionamento dos cilindros	39
2.2.5 Subsistema do ajuste de <i>gap</i>	40

2.3	Modelo Matemático da Laminação	41
2.3.1	Carga de laminação	44
2.3.2	Os cilindros de laminação	45
2.3.3	Conjugado e potência da laminação	46
2.3.4	Tensão de escoamento	46
2.3.5	O modelo de Orowan	47
2.3.6	O laminador	48
3	Modelagem Matemática dos Subistemas do Laminador	49
3.1	Subsistema de Bobinamento	49
3.1.1	Motor de corrente contínua	50
3.1.2	Bobinadeira	50
3.2	Subsistema de Desbobinamento	53
3.3	Subsistema do Tensionador	54
3.3.1	Tensionador	55
3.3.2	Atuador	57
3.4	Cadeira de Laminação	58
3.4.1	Subsistema de acionamento	60
3.4.2	Subsistema do parafuso de aperto	60
	3.4.2.1 Relação entre o deslocamento do parafuso de aperto e o <i>gap</i> do laminador	64
4	Projeto do Controlador Gain Scheduling	66
4.1	Estrutura do Controlador Utilizado	66
4.1.1	Linearização do sistema	67
4.2	O Controlador Linear “Local”	69
4.2.1	Método de sintonia	71
4.3	Controle da Bobinadeira	72

4.4	Controle da Desbobinadeira	76
4.5	Controle do Tensionador	78
4.6	Controle da Cadeira de Laminação	82
4.7	Mecanismo de suavização de ação de controle	86
5	Resultados	88
5.1	Controle da Bobinadeira	88
5.1.1	Discussão geral sobre os resultados alcançados	94
5.2	Controle da Desbobinadeira	95
5.2.1	Discussão geral sobre os resultados alcançados	98
5.3	Controle do Tensionador	100
5.3.1	Discussão geral sobre os resultados alcançados	101
5.4	Controle da Cadeira de Laminação	102
5.4.1	Simulação com dados teóricos	103
5.4.2	Simulação com dados reais de processo	105
5.4.2.1	Primeiro conjunto de dados	105
5.4.2.2	Suavização da ação de controle	106
5.4.2.3	Segundo conjunto de dados	108
5.4.3	Discussão geral sobre os resultados alcançados	112
6	Conclusões	114
7	Trabalhos Futuros	117
	Referências	119
	Apêndice A – Diagramas de Simulação	125
	Apêndice B – Publicações Realizadas	128

Lista de Figuras

1	Subdivisão do espaço de operação do sistema	23
2	Esquema <i>Gain Scheduling</i> geral	25
3	Estabilidade e desempenho em diferentes classes de controladores	26
4	Subregiões “Fuzzy” do espaço de operação do sistema	28
5	Esquema geral de um laminador tandem com duas cadeiras	33
6	Diagrama de operação do laminador	35
7	Curva de ajuste de <i>gap</i>	35
8	Comportamento típico da curva de operação do laminador	36
9	Esquema simplificado de uma bobinadeira	37
10	Esquema simplificado de uma desbobinadeira	38
11	Esquema simplificado de um tensionador	39
12	Subsistema de acionamento dos cilindros	40
13	Esquema simplificado do ajustador de <i>gap</i>	41
14	Bloco de simulação da laminação	42
15	Geometria da deformação da tira de aço	43
16	Colina de fricção: Distribuição de pressões ao longo do arco de contato	45
17	Esquema simplificado da bobinadeira e localização dos sensores	49
18	Esquema simplificado da desbobinadeira e localização dos sensores	53
19	Esquema simplificado do tensionador e localização dos sensores	54
20	Ilustração da não-linearidade do subsistema de tensionamento da tira	57
21	Esquema simplificado do subsistema de ajuste de <i>gap</i> e localização dos sensores	59

22	Parafuso de aperto	60
23	Estrutura do controlador “local” utilizada	67
24	Escalonamento de ganho por interpolação linear	67
25	Estrutura do controlador utilizado na bobinadeira	75
26	Estrutura dos controladores “locais” utilizada no tensionador	81
27	Métodos de interpolação dos ganhos dos controladores lineares	86
28	Bobinadeira: Velocidade linear da tira e visão ampliada do início do processo	89
29	Bobinadeira: Ação de controle	89
30	Bobinadeira: Velocidade angular do motor	90
31	Bobinadeira: Raio da bobina	90
32	Bobinadeira: Momento de inércia da bobina	91
33	Bobinadeira: Força aplicada na tira	91
34	Bobinadeira: Teste com distúrbios de processo e visão ampliada do início da operação	91
35	Bobinadeira: Nova sintonia - Velocidade tangencial da tira	92
36	Bobinadeira: Nova sintonia - Força aplicada na tira	93
37	Bobinadeira: Distúrbio em formato degrau - Força na tira	93
38	Bobinadeira: Distúrbio em formato degrau - Reflexo na velocidade tangen- cial da tira	94
39	Desbobinadeira: Controle de força em 100N. (a) Velocidade linear da tira. (b) Visão ampliada do resultado	95
40	Desbobinadeira: Controle de força em $2 \cdot 10^5$ N. (a) Velocidade linear da tira. (b) Visão ampliada do resultado	96
41	Desbobinadeira: Ação de controle. (a) Controle de força em 100N. (b) Controle de força em $2 \cdot 10^5$ N	96
42	Desbobinadeira: Velocidade angular do motor. (a) Controle de força em 100N. (b) Controle de força em $2 \cdot 10^5$ N	97

43	Desbobinadeira: Raio da bobina. (a) Controle de força em 100N. (b) Controle de força em $2 \cdot 10^5$ N	97
44	Desbobinadeira: Momento de inércia da bobina. (a) Controle de força em 100N. (b) Controle de força em $2 \cdot 10^5$ N	97
45	Desbobinadeira: Força aplicada na tira. (a) Controle de força em 100N. (b) Controle de força em $2 \cdot 10^5$ N	98
46	Desbobinadeira: Teste com distúrbios de processo - Controle de força em 100N. (a) Velocidade linear da tira. (b) Visão ampliada do resultado . . .	98
47	Posição do tensionador e visão ampliada do início do processo	100
48	Ação de controle do tensionador	100
49	Força aplicada na tira e referência de controle em pontilhado	101
50	Teste com distúrbios de processo e visão ampliada do início da operação . .	102
51	Controle do processo pelo ajuste de <i>gap</i> : Simulação com dados teóricos. (a) Espessura teórica de entrada da tira. (b) Espessura de saída da tira . .	103
52	Controle do processo pelo ajuste de <i>gap</i> : Simulação com dados teóricos. (a) Ação de controle. (b) Erro de controle	104
53	Controle do processo pelo ajuste de <i>gap</i> : Simulação com dados teóricos. (a) Carga de laminação. (b) <i>Gap</i>	104
54	Controle do processo pelo ajuste de <i>gap</i> : Simulação com o primeiro conjunto de dados reais. (a) Espessura de entrada da tira. (b) Espessura de saída da tira	105
55	Controle do processo pelo ajuste de <i>gap</i> : Simulação com o primeiro conjunto de dados reais. (a) Ação de controle. (b) Erro de controle	106
56	Controle do processo pelo ajuste de <i>gap</i> : Simulação com o primeiro conjunto de dados reais. (a) Carga de laminação. (b) <i>Gap</i>	106
57	Controle do processo pelo ajuste de <i>gap</i> : Simulação com o primeiro conjunto de dados reais e o mecanismo de suavização da ação de controle. (a) Espessura de entrada da tira. (b) Espessura de saída da tira	107

58	Controle do processo pelo ajuste de <i>gap</i> : Simulação com o primeiro conjunto de dados reais e o mecanismo de suavização da ação de controle. (b) Ação de controle. (a) Erro de controle	107
59	Controle do processo pelo ajuste de <i>gap</i> : Simulação com o primeiro conjunto de dados reais e o mecanismo de suavização da ação de controle. (a) Carga de laminação. (b) <i>Gap</i>	108
60	Controle do processo pelo ajuste de <i>gap</i> : Simulação com o segundo conjunto de dados reais. (a) Espessura de entrada da tira. (b) Espessura de saída da tira	109
61	Controle do processo pelo ajuste de <i>gap</i> : Visão ampliada da espessura de saída da tira no segundo conjunto de dados reais	109
62	Controle do processo pelo ajuste de <i>gap</i> : Simulação com o segundo conjunto de dados reais. (a) Ação de controle. (b) Erro de controle	110
63	Controle do processo pelo ajuste de <i>gap</i> : Visão ampliada da ação de controle no segundo conjunto de dados reais	110
64	Controle do processo pelo ajuste de <i>gap</i> : Simulação com o segundo conjunto de dados reais. (a) Carga de laminação. (b) <i>Gap</i>	111
65	Controle do processo pelo ajuste de <i>gap</i> : Simulação com o segundo o conjunto de dados sem o mecanismo de suavização da ação de controle. (a) Ação de controle. (b) Espessura de saída da tira	111
66	Diagrama de simulação do controle do subsistema da bobinadeira	125
67	Diagrama de simulação do controle do subsistema da desbobinadeira	126
68	Diagrama de simulação do controle do subsistema do tensionador	126
69	Diagrama de simulação do controle do subsistema de ajuste de <i>gap</i>	127

Lista de Tabelas

1	Unidade de medida das principais variáveis envolvidas no processo de laminação	48
2	Constantes utilizadas no subsistema de bobinamento	52
3	Constantes utilizadas no subsistema de desbobinamento	54
4	Constantes utilizadas no subsistema de tensionamento	59
5	Constantes utilizadas no subsistema de acionamento do parafuso de aperto	60
6	Constantes utilizadas no subsistema de ajuste de <i>gap</i>	64
7	Parâmetros operacionais da laminação	104
8	Consolidação de resultados utilizando o primeiro conjunto de dados	108
9	Consolidação de resultados utilizando o segundo conjunto de dados	112

Simbologia

Símbolo	Descrição
A	Área da seção transversal da tira;
\widehat{AB}	Arco de contato do cilindro com a tira;
\mathbf{A}	Matriz constante (n x n);
b	Coefficiente de escorregamento à ré;
\mathbf{B}	Matriz constante (n x 1);
B	Coefficiente de torque do atrito viscoso;
\mathbf{C}	Matriz constante (1 x n);
d_{med}	Diâmetro médio do parafuso de aperto;
d_g	Diâmetro da porca;
D	Constante (escalar);
D	Diâmetro dos cilindros de trabalho;
D_c	Diâmetro médio da coroa;
D_{SF}	Diâmetro médio do sem fim;
e ;	Espessura da tira; deformação plástica verdadeira;
\dot{e}	Velocidade de deformação plástica;
e_a	Força contra-eletromotriz;
e_{LM}	Estiramento sofrido pelo laminador;
E	Módulo de Young;
E_{LM}	Módulo de rigidez do laminador;
f	Coefficiente de amortecimento viscoso entre a cadeira e mancais do cilindro; coeficiente de escorregamento à frente; função;
f_4	Coefficiente de amortecimento viscoso dos mancais de rolamento;
F ;	Força aplicada na tira;
\mathbf{F} ;	Matriz Jacobiana;
F_1 ;	Força aplicada na tira pelo cilindro do tencionador;
F_{res} ;	Força vertical resultante no cilindro do tencionador;
g	Abertura entre cilindros sem deformação dos cilindros ou <i>gap</i> ;
h	Espessura da tira (tensionador);

Símbolo	Descrição
h_1	Espessura de entrada da tira;
h_2	Espessura de saída da tira;
i	Relação de transmissão do redutor;
i_a	Corrente de armadura;
J_1	Momento de inércia do motor;
J_{1e}	Momento de inércia efetivo no eixo do motor;
J_2	Momento de inércia do rolo bobinador; momento de inércia do acoplamento do parafuso de aperto;
J_3	Momento de inércia da árvore de transmissão;
k_M	Constante de mola equivalente;
k_I	Constante de ganho integral;
\mathbf{k}	Matriz de ganho de realimentação de estados (1 x n);
l_0	Comprimento inicial da tira;
L_{aq}	Indutância de armadura;
m	Massa do conjunto com cilindro-móvel, mancais e células de carga;
M	Massa do rolo bobinador;
M_c	Matriz de controlabilidade;
M_o	Matriz de observabilidade;
n	Relação de transmissão;
n_e	Velocidade de entrada;
n_s	Velocidade de saída;
n_{voltas}	Número de voltas da tira na bobina; ordem do sistema;
p	Pressão;
p^+	Pressão radial correspondente a região de saída da tira;
p^-	Pressão radial correspondente a região de entrada da tira;
P	Peso do conjunto haste-cilindro do tensionador; resultante das forças aplicadas ao parafuso; carga de laminação;
P_{ot}	Potência consumida no cilindro de laminação;
r	Sinal de referência; raio do sistema de acoplamento ideal do tensionador;
$r(t)$	Porção de raio do material bobinado;
r_0	Raio inicial da bobina;
r_1	Raio interno do rolo da bobina;
r_2	Raio externo do rolo da bobina;

Símbolo	Descrição
r_m	Raio médio do parafuso de aperto;
R	Resistência de armadura; raio do cilindro de laminação;
R_d	Raio deformado;
S	Tensão de escoamento;
S_0	Tensão de escoamento inicial;
S_1	Tensão de escoamento na região de entrada;
S_2	Tensão de escoamento na região de saída;
t_1	Tensão à ré;
t_2	Tensão à frente;
T	Torque eletromagnético;
T_{c1}	Torque de carga no eixo do motor;
T_{c2}	Torque no rolo bobinador;
T_e	Torque eletromagnético ou torque motor;
T_{MP}	Torque necessário para mover o parafuso;
T_q	Torque de laminação;
u	Sinal de controle;
v	Velocidade tangencial da tira na bobinadeira;
v_1	Velocidade de entrada da tira;
v_2	Velocidade de saída da tira; velocidade tangencial da tira;
v_L	Velocidade linear de laminação;
V_{max}	Tensão máxima;
V_{ta}	Tensão aplicada no motor;
w	Largura da tira;
$x_{(1,2,...)}$	Variáveis de estado;
\mathbf{x}	Vetor de variáveis de estado;
\mathbf{x}_0	Ponto de linearização do sistema;
y	Saída do sistema; deslocamento vertical do cilindro do tencionador; deslocamento linear do parafuso;
Y	Tensão de escoamento;
α	Ângulo formado entre a tira e o plano horizontal; ângulo da espira; ângulo de espira do parafuso;
β	Ângulo do filete;
$\Delta()$	Representa a variação de uma grandeza;
ϵ	Deformação do material;

Símbolo	Descrição
ξ	Erro de aproximação;
ϕ	Ângulo no arco de contato;
ϕ_n	Ângulo neutro;
ϕ_m	Ângulo máximo;
φ	Ângulo de fricção no filete do parafuso;
η	Rendimento da transmissão;
μ	Coefficiente de atrito;
θ	Ângulo do eixo; temperatura;
σ_1	Tensionamento da tira;
ω_1	Velocidade angular do motor;
ω_2	Velocidade angular da bobina;
ω_L	Velocidade angular de laminação;
ξ	Saída do integrador (variável de estado do sistema); Erro de aproximação;
ρ	Densidade;
σ	Tensão;
∇	Gradiente;
$\bar{()}$	Valor médio de uma grandeza;
$\dot{()}$	Derivada primeira em relação ao tempo;
$\ddot{()}$	Derivada segunda em relação ao tempo;
$\dddot{()}$	Derivada terceira em relação ao tempo;

Siglas

Símbolo	Descrição
AC	Corrente alternada;
CC	Corrente contínua;
LVDT	Transformador Diferencial Linear Variável;
MAPE	Erro Percentual Médio Absoluto;
MRAC	Controle Adaptativo por Modelo de Referência;
RX	Raios X;
SNR	Relação Sinal/Ruído;
STR	Reguladores Auto-Ajustáveis;

1 *Introdução*

O processo de laminação de produtos planos envolve vários sub-processos e, consequentemente, subsistemas com comportamentos consideravelmente sofisticados, e envolvem, em grande parte das vezes, comportamentos não-lineares [1, 2, 3, 4, 5].

No meio acadêmico, várias técnicas de controle automático vêm sendo testadas nesse processo, objetivando-se melhoria da qualidade do produto final e redução de custos, sendo hoje ainda inexploradas, de maneira formal, as técnicas *Gain Scheduling*. Nos laminadores comerciais, a técnica de controle empregada ainda é um segredo industrial.

As grandes vantagens do controle *Gain Scheduling* para a operação é o fato de ser um método de controle que aproveita conhecimentos sobre controladores lineares amplamente difundidos na indústria, logo é mais econômico e mais prático do que outros métodos para controle de sistemas não-lineares, e o seu potencial em incorporar ferramentas e metodologias poderosas de controle linear [6, 7] em problemas não-lineares [8, 9], alcançando excelentes resultados no controle das variáveis de interesse como, por exemplo, a espessura de saída da tira, as tensões à frente e à ré e a velocidade de laminação, refletindo na qualidade do produto final. Tendo em vista suas características, o controle *Gain Scheduling* tem se tornado um método econômico e efetivo para a prática e projeto de sistemas de controle não-linear [10].

1.1 Objetivos

1.1.1 Geral

O objetivo deste trabalho é verificar a viabilidade de implementação da técnica *Gain Scheduling* no controle do processo de laminação de produtos planos, propondo um controlador de ganhos escalonados para esse sistema, tendo em vista a possibilidade de obter melhorias na qualidade do produto final e/ou redução de custos no processo.

1.1.2 Específico

Fazer a modelagem matemática de diferentes subsistemas do laminador, implementar um sistema de controle baseado em métodos *Gain Scheduling* clássicos e analisar o desempenho alcançado em cada caso.

1.2 Controle Gain Scheduling

O controle *Gain Scheduling* é uma estratégia de Controle Adaptativo. O controlador adaptativo é um tipo de controlador que pode modificar seu comportamento em resposta às mudanças nas dinâmicas do processo e aos distúrbios. Além de controladores *Gain Scheduling*, existem outras estratégias de controle adaptativo como, por exemplo, os reguladores Auto-Ajustáveis¹ e o Controle Adaptativo por Modelo de Referência² [11].

O controle *Gain Scheduling* é uma técnica de controle em que são utilizados controladores lineares de diferentes ganhos para controlar sistemas não-lineares. Esse método de controle, portanto, consiste em utilizar diversos controladores lineares ou, de forma equivalente, apenas um controlador de ganho variável, onde cada um opera em uma determinada faixa ou região de operação do sistema para compensar mudanças de dinâmica e realizar a tarefa global de controle de um sistema não-linear.

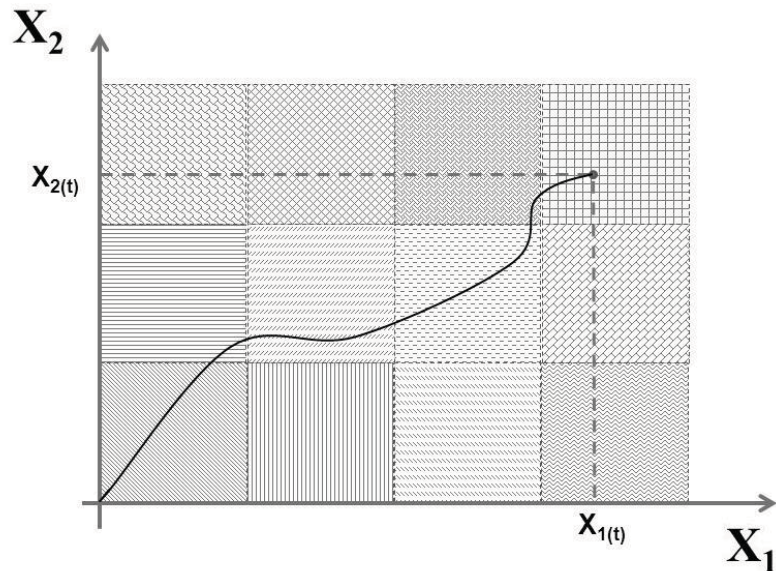


Figura 1: Subdivisão do espaço de operação do sistema: “Dividir para conquistar”

A Figura 1 ilustra como poderia ser uma forma clássica de controle *Gain Scheduling*.

¹Self-Tuning Regulators (STR).

²Model Reference Adaptive Control (MRAC).

Nesse caso, o espaço de operação do sistema foi subdividido em diversas subregiões de operação onde cada uma possui uma sintonia de controlador previamente determinada. Assim, conforme o sistema evolui no espaço de operação, o controlador global varia seus ganhos para compensar as não-linearidades do sistema. X_1 e X_2 seriam os estados de um sistema de segunda ordem e $X_1(t)$ e $X_2(t)$ determinariam seu estado atual.

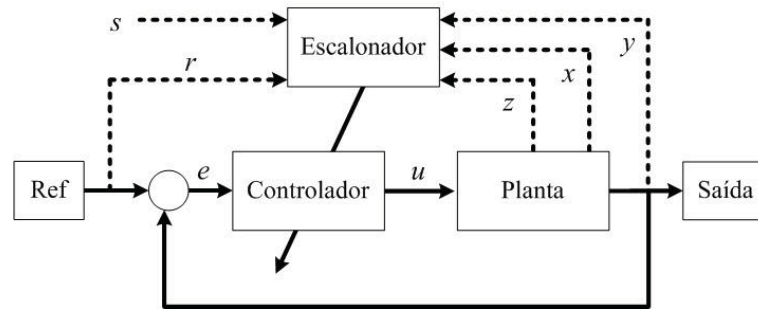
Essa técnica de controle surgiu nas décadas de 50 e 60 [12] em sistemas de controle de voo, sendo que aparece, muitas vezes, na literatura como *Gain Control*³ ou como assunto de linearização por realimentação, sendo inclusive tratado, com frequência, como um controle adaptativo em malha aberta [11]. Como, no início, sua implementação era em hardware e era cara e difícil, esse tipo de controle foi predominantemente utilizado em aplicações militares. Em aplicações comerciais, o controle *Gain Scheduling* se difundiu, nas últimas décadas, com o advento do controle por computador digital. Como exemplo de aplicações onde essa técnica de controle é empregada, é possível citar controle de voo [13], em que as dinâmicas variam fortemente com a velocidade e com a altitude do avião, controle de processo industrial [14], em que as dinâmicas do processo podem variar de acordo com sua característica ou com a taxa de produção, e o controle da suspensão ativa de veículos [15], em que a dinâmica da suspensão varia de acordo com o perfil da estrada. Do ponto de vista científico, até a década de 80, a maioria das publicações encontradas são de aplicações dos controladores *Gain Scheduling*, sendo que tratamentos teóricos desse método de controle como uma metodologia de projeto respeitável são raros até 1990 [16, 17], em que desde então as pesquisas na área têm se intensificado.

Nota-se que existem diferentes noções de projeto que podem ser interpretados como projeto *Gain Scheduling* [10, 11]. Dentre elas, é possível citar os projetos onde os valores dos ganhos são chaveados de acordo com as condições de operação ou tempo, projetos onde um ganho não-linear é pré-compensado com uma função de ganho inverso, e projetos onde os ganhos do controlador são variados continuamente de acordo com os estados do sistema e/ou sinais exógenos.

A Figura 2 apresenta um esquema de controle *Gain Scheduling* geral, onde o bloco *Escalonador* pode empregar técnicas que utilizam, por exemplo, estados do sistema (x), dados da entrada (r), da saída (y), de uma variável interna (z), de um sinal externo (s) ou combinações destes para alterar os ganhos do controlador.

Apesar das diversas aplicações onde o controlador *Gain Scheduling* é empregado, essa

³Controle de ganho.

Figura 2: Esquema *Gain Scheduling* geral

técnica ainda mantém procedimentos *ad hoc*⁴, começando pela formulação do problema. Esses procedimentos não possuem formulação matemática consistente que permita análise formal de estabilidade e de desempenho. Muitas vezes, essas propriedades são inferidas de simulações extensivas, assim, muitas regras têm surgido e guiado projetos de controladores *Gain Scheduling* com sucesso. É possível ver, na Figura 3, uma visão geral a respeito das garantias de estabilidade e de desempenho em diferentes métodos de controle.

Duas características correntes necessárias aos projetos *Gain Scheduling* são [10, 18]: “a variável de escalonamento deve capturar as não linearidades da planta” e “é necessário que a variável de escalonamento esteja limitada a variações lentas”, sendo que as variáveis de escalonamento são variáveis representativas do sistema, ou seja, são variáveis que capturam “bem” as mudanças de dinâmica do sistema. Segundo Rugh e Shamma [10], essas limitações são consequência dos conceitos fundamentais de controle. Em [16], [17], [19] e [20], são apresentadas justificativas matemáticas para essas características, revelando que esses guias são, na verdade, limitações do controle *Gain Scheduling*.

Para realização do projeto *Gain Scheduling*, a idéia principal é dividir a tarefa em dois passos principais: O primeiro passo consiste em projetar controladores lineares locais baseado em linearizações da planta em diferentes pontos de operação ou pontos de equilíbrio; o segundo passo consiste em obter um controlador não-linear global através da interpolação ou escalonamento dos ganhos dos controladores lineares locais, como função da variável de escalonamento.

Na forma tradicional de projeto, utiliza-se a linearização Jacobiana [8] da planta não-linear sobre uma família de pontos de equilíbrio ou pontos de operação, sendo chamado, algumas vezes, de método de escalonamento por linearização. Outra forma de realização do projeto *Gain Scheduling* consiste na forma quasi-LPV⁵ de escalonamento, no qual as

⁴“Para isso”.

⁵LPV - *Linear Parameter Varying*.

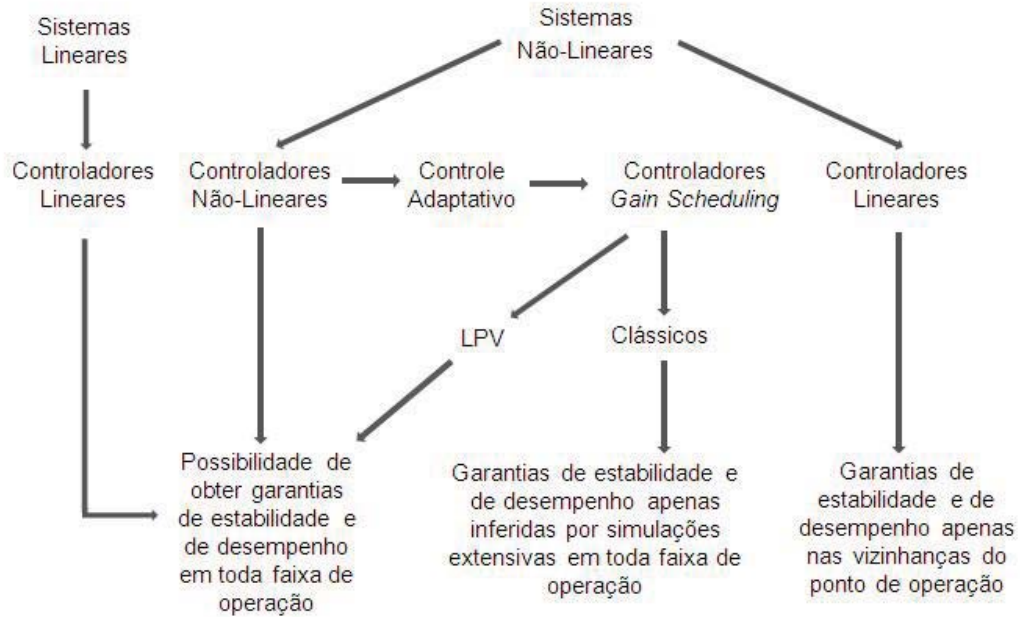


Figura 3: Visão geral sobre as garantias de estabilidade e de desempenho de diferentes classes de controladores

dinâmicas da planta são reescritas para que as não-linearidades sejam parâmetros variantes no tempo, possíveis de serem usados como variáveis de escalonamento. É possível verificar que, dependendo da estrutura da planta, o escalonamento quasi-LPV não precisa envolver nenhuma linearização Jacobiana das dinâmicas da planta [10, 18].

Em alguns casos, também é possível representar o modelo ou a dependência de parâmetros de um sistema LPV como uma transformação linear fracional (LFT⁶). A descrição LFT é um caso especial de um sistema LPV, entretanto essa estrutura particular permite abordagens especializadas para obter controladores *Gain Scheduling*. Vale lembrar que um sistema LPV é definido como um sistema linear no qual a dinâmica depende de parâmetros externos com valores que são desconhecidos a priori, mas podem ser medidos em tempo real. Os únicos conhecimentos a priori com respeito aos parâmetros são tipicamente a faixa de variação e o conhecimento do limite superior da taxa de variação no tempo. Apesar de as formas quasi-LPV serem computacionalmente mais intensivas do que o método tradicional de linearização, elas oferecem potencial de garantia de estabilidade e propriedades de desempenho para o sistema de controle [10, 18]. Existem, ainda, outras formas de linearização, como as linearizações baseadas em velocidade [21], que permitem

⁶ LFT - Linear Fractional Transformations.

abordagens interessantes de projeto de controladores *Gain Scheduling*.

Na etapa de avaliação do sistema de controle, a estabilidade local ou próxima das regiões de operação e as propriedades de desempenho dos controladores locais podem ser investigadas analiticamente, mas a avaliação do desempenho global não-linear é tipicamente inferida por simulações extensivas. Se o sistema puder ser escrito na forma quasi-LPV e a variável de escalonamento variar lentamente, é possível definir condições suficientes (conservativas) para estabilidade robusta e desempenho do projeto, como mostra Shamma e Athans [17]. Vale lembrar que muito esforço tem sido feito para melhorar o desempenho desses sistemas com intuito de permitir que a variável de escalonamento possa variar mais rapidamente. Nesse sentido, por exemplo, Shamma e Cloutier [22] incorporam, no processo, o histórico da variável de escalonamento e Sureshbabu e Rugh [23] utilizam a sua derivada temporal.

Para interpolação dos controladores lineares realizada no segundo passo do projeto, existem diversos métodos *ad hoc* com “apelo intuitivo” e com desempenho satisfatório nas aplicações consideradas [10, 18]. Como, por exemplo, é possível citar: Nichols *et al.* [24], em que as funções de transferência dos controladores são interpoladas utilizando interpolação linear dos pólos, zeros e ganhos; Reichert [25], em que os ganhos de realimentação dos controladores H_{inf} são interpolados utilizando interpolação linear das soluções das equações de Ricatti e Hyde e Glover [26], em que é utilizado interpolação linear dos estados e ganhos do observador. Existem também alguns métodos teoricamente explicados como, por exemplo, é possível citar: Shahruz and Behtash [27], em que é apresentado um algoritmo de interpolação linear de ganho de realimentação de estado e alocação de autovalores e Stiwell e Rugh [28, 29], em que a interpolação de controladores satisfaz um requisito de estabilização linear. Abordagens LPV oferecem, ainda, outras formas de interpolar controladores como, por exemplo, a forma apresentada em Apkarian e Gahinet [30].

Com o propósito de aprimorar o desempenho do controle *Gain Scheduling* e de relaxar as restrições de proximidade dos pontos de equilíbrio, nos casos de transições entre esses pontos e de operação sustentada nessa região, têm surgido, na literatura, soluções baseadas também em lógica nebulosa e redes neurais artificiais [18, 31, 32, 33].

A Figura 4 ilustra uma das formas de incorporar lógica *Fuzzy* na forma clássica de projeto *Gain Scheduling*. Nesse caso, o espaço de operação do sistema foi subdividido em diversas subregiões de operação, onde cada subregião possui uma sintonia de controlador previamente determinada e suas fronteiras não são bem delineadas, muitas vezes sobrepondo parte da subregião vizinha. Assim, conforme o sistema evolui no espaço de

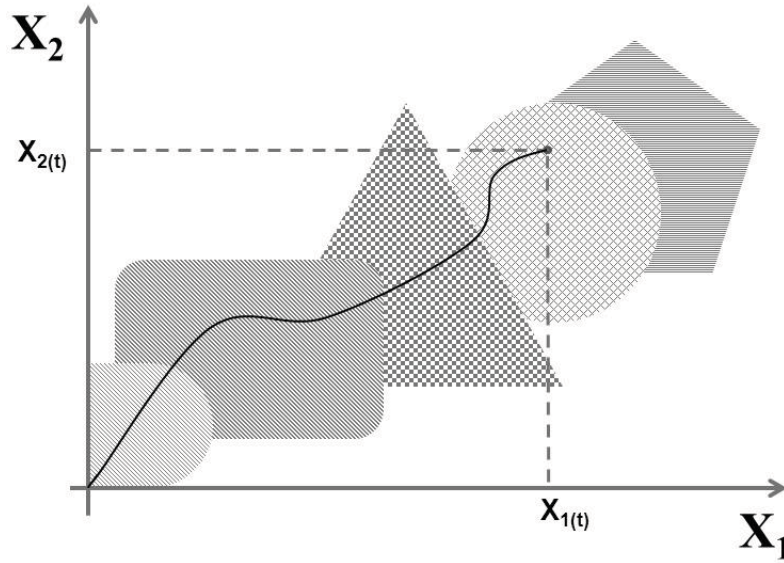


Figura 4: Subregiões “Fuzzy” do espaço de operação do sistema

operação, o controlador global varia seus ganhos de acordo com a técnica *Fuzzy* adotada. É possível observar que o espaço de operação do sistema pode ser otimizado para preencher apenas regiões de operação realísticas, diminuindo o tempo de síntese do controlador. X_1 e X_2 seriam os estados de um sistema de segunda ordem e $X_1(t)$ e $X_2(t)$ determinariam o estado atual do sistema.

As pesquisas atuais, nesse tema, visam, em geral, a aprimorar os procedimentos de projeto do controle *Gain Scheduling* e remover as limitações sobre as variações lentas na variável de escalonamento, com o objetivo de melhorar o desempenho das aplicações que requerem variações rápidas de dinâmica como, por exemplo, no caso de trajetórias de mísseis [25].

Ressalta-se que diversas técnicas de controle automático vêm sendo testadas no processo de laminação de produtos planos, objetivando-se melhoria da qualidade do produto final e/ou redução de custos, sendo hoje ainda inexplorada de maneira formal tanto as técnicas *Gain Scheduling* clássicas quanto as modernas para o processo de laminação de produtos planos.

1.3 Controle de Laminadores

O processo de laminação de produtos planos ainda possui origem incerta, mas há conhecimento de laminação de metais preciosos desde o ano 1300 D.C. No caso da conformação mecânica de tiras de aço com uso de laminadores, esse processo vem sendo realizado

desde o século XV, sendo que a configuração tandem, ou laminação com múltiplas cadeiras, foi primeiramente utilizada, em 1892, numa usina da antiga Tchecoslováquia [34]. Desde então, inúmeros avanços vêm sendo obtidos com melhoria na máquina e emprego de novas técnicas de acionamentos e sistemas de controle.

Os primeiros controladores de tensão e espessura do material laminado aparecem em meados da década de 1950 [35]. Esses controladores tinham suas referências ajustadas de acordo com a experiência dos operadores. Posteriormente, elas passaram a ser calculadas e tabeladas com auxílio de modelos para cada especificação de produto. Na década seguinte, os computadores digitais já realizariam os cálculos de referências para os controladores do laminador, tornando o processo menos intuitivo. Com a evolução dos computadores, foi possível implementar controladores baseados em modelos dinâmicos do processo [36], permitindo melhores desempenhos de controle, conforme é possível verificar em Ferguston e Tina [37] e Ginzburg [38].

Em Denti Filho [1] e Ginzburg [38], foi realizado o controle do laminador, utilizando controladores de Avanço-atraso. Sistemas de controle ótimo de forma e de espessura podem ser vistos, por exemplo, em Guo [39] e em Pittner e Simman [40]. A aplicação de técnicas de controle não-linear foi viabilizada com o aumento da velocidade de cálculo dos computadores, conforme trabalhos mostrados em Fukushumer *et al.* [41] e Kugi *et al.* [42]. A aplicação de técnicas de Inteligência Artificial podem ser vistas em Sbarbaro-Hofer *et al.* [43], onde é feito o controle de um laminador baseado nos modelos neurais e a comparação com o desempenho de um controlador PI convencional e, em Jansen *et al.* [44], onde é mostrado a aplicação do controle neural para laminadores a quente. Em Rossomando [4], é apresentada uma técnica de controle ótimo de espessura, uma das tendências de pesquisa na área.

O controle eficiente dos demais subsistemas do processo de laminação como, por exemplo, do subsistema da bobinadeira, da desbobinadeira e do tensionamento da tira também são de grande importância, pois são capazes de alterar os parâmetros operacionais do laminador, fazendo a recuperação do ponto de operação frente aos distúrbios de processo. Outros exemplos dos diversos sistemas de controle já utilizados nesses subsistemas podem ser vistos em [45, 46, 47, 48, 49, 50, 51, 52, 53, 54, 55].

De um modo geral, encontram-se as mais diversas técnicas de controle aplicadas ao processo de laminação. É comumente encontrado também abordagens de controle *feed-forward* em trens contínuos de laminação e controle multivariável com linearização⁷ em

⁷ *Feed-back linearization.*

torno dos pontos de funcionamento. Técnicas adaptativas são encontradas principalmente no que concerne ao tratamento de enfição⁸ e de saída⁹. Abordagens sob a técnica de controle robusto também são encontradas [56, 57, 58, 59, 60, 61].

Em síntese, não encontramos, na literatura, referências ao controle de subsistemas de laminação com a aplicação direta do método *Gain Scheduling* antes do início deste trabalho. Destaca-se que esta tese apresenta uma proposta de controlador *Gain Scheduling* clássico para diversos subsistemas do laminador, quais sejam: subsistema da bobinadeira, da desbobinadeira e do tensionamento da tira e do ajuste de *gap*. As propostas de controladores já publicadas, oriundas deste trabalho, podem ser vistas em [62] e [63].

O trabalho publicado em [64], orientado por esse autor, refere-se a implementação de uma técnica *Gain Scheduling* clássica em um sistema didático para verificação do desempenho de controle. Embora a plataforma didática estudada não tenha relação direta com a laminação de produtos planos, a implementação da técnica foi um passo importante no desenvolvimento desta tese.

Outro trabalho oriundo desta tese foi realizado e aceito para publicação conforme referência [65].

1.4 Contribuições

Neste trabalho, consideramos como relevantes as seguintes contribuições ao processo de laminação:

1. Verificação da viabilidade de aplicação da técnica *Gain Scheduling* no controle do processo de laminação de produtos planos.
2. Proposta de controlador *Gain Scheduling* clássico para os subsistemas de bobinamento, de desbobinamento, de tensionamento de tiras de aço e para o subsistema de ajuste do *gap* do laminador, sendo que o sistema desenvolvido permite aplicação tanto na laminação a quente quanto na laminação a frio.
3. Utilização do integrador no ramo direto entre o comparador e a planta, que torna cada ponto de operação um ponto de equilíbrio do sistema e simplifica o projeto do controlador *Gain Scheduling* clássico¹⁰.

⁸ *Threading* ou *head*.

⁹ *Dthreading* ou *tail*.

¹⁰ A utilização do integrador também tornou-se necessária devido à opção pela utilização do Controle

4. Sistematização do método de projeto do controlador proposto ao aplicá-lo em diferentes subsistemas do processo de laminação.
5. Determinação de variáveis de escalonamento adequadas para cada subsistema estudado neste trabalho, em que são respeitadas as duas premissas básicas do projeto *Gain Scheduling* clássico.
6. Proposta de mecanismo de suavização da ação de controle que possibilita obter melhorias em determinados processos como no caso do controle do subsistema de ajuste do *gap* do laminador.

1.5 Organização da Tese

O conteúdo deste trabalho está organizado em sete capítulos e dois apêndices, da seguinte forma:

No Capítulo 1, é realizada uma breve introdução sobre o processo estudado e a técnica de controle empregada. Os objetivos do trabalho são delineados e as contribuições da tese são enfatizadas. Há também uma apresentação sobre a evolução das pesquisas da técnica *Gain Scheduling* e do controle no processo de laminação. Ao final, a estrutura da tese é apresentada.

O Capítulo 2 descreve o processo de laminação de produtos planos e os diversos subsistemas do laminador. As variáveis envolvidas no processo são enumeradas e possíveis formas de atuação para recuperação do ponto de operação frente aos distúrbios de processo são mostradas.

No Capítulo 3, é desenvolvida a modelagem matemática dos diferentes subsistemas do laminador de forma que as equações resultantes possibilitem a aplicação controlador desenvolvido neste trabalho.

No Capítulo 4, é proposto um controlador baseado nos métodos *Gain Scheduling* clássicos e sua metodologia de projeto é sistematizada para aplicação em diferentes subsistemas, quais sejam: subsistema da bobinadeira, da desbobinadeira, do tensionamento da tira e do ajuste de *gap*. Por fim, é desenvolvido um mecanismo de suavização da ação de controle.

Ótimo do tipo Regulador de Estados (LQR) no desenvolvimento deste trabalho. Se o Controle Ótimo fosse do tipo Regulador de Saída (LQRy), talvez não fosse necessário esse integrador.

No Capítulo 5, os resultados de controle utilizando a técnica proposta para cada subsistema e utilizando o mecanismo de suavização da ação de controle são apresentados, onde são realizadas simulações em diferentes cenários, com dados teóricos e dados reais de processo. O desempenho alcançado é qualificado e quantificado em cada caso. Posteriormente, os resultados encontrados são comparados com resultados de um controlador de ganhos fixos.

As conclusões, considerações finais e propostas de continuidade para o trabalho são apresentadas nos Capítulos 6 e 7, respectivamente.

Finalmente, os Apêndices A e B apresentam os diagramas de simulação e os artigos já publicados, frutos deste trabalho de pesquisa.

2 Processo de Laminação de Produtos Planos

O processo de laminação de tiras de aço consiste em passar uma tira entre dois cilindros rotativos afastados entre si de uma distância inferior à espessura de entrada da tira, causando uma deformação plástica¹ na mesma.

Vários são os tipos de laminadores existentes [66]. A Figura 5 mostra o esquema geral de um processo de laminação teórico, com dois laminadores quádruplos, uma bobinadeira, uma desbobinadeira e um tensionador².

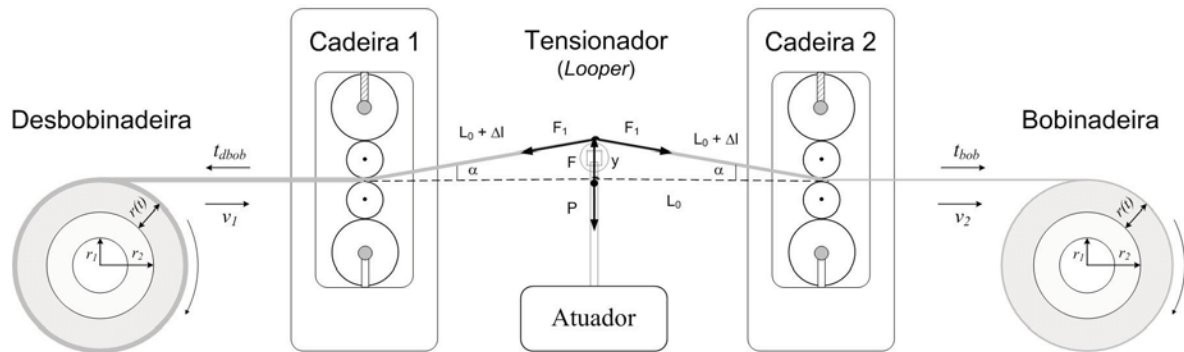


Figura 5: Esquema geral de um laminador tandem com duas cadeiras

Nesse processo, é possível destacar cinco importantes subsistemas, que são: subsistema de ajuste do *gap*³ do laminador, subsistema de acionamento dos cilindros de laminação, subsistema de bobinamento, subsistema de desbobinamento e o subsistema de tensionamento da tira.

O controle da espessura de saída da tira envolve geralmente ações de controle nesses subsistemas para controlar determinados parâmetros de processo, como a abertura e fechamento do espaço entre os cilindros de trabalho, a velocidade de laminação a tensão à frente e a tensão à ré nas cadeiras de laminação, ou outras atitudes que mantenham o va-

¹Redução de espessura.

²Ou *Looper*.

³Abertura e fechamento do espaço entre os cilindros de trabalho.

lor da espessura de saída da tira dentro dos limites de tolerância aceitáveis relativamente ao valor desejado.

A preocupação exclusiva com a espessura de saída da tira não significa que o produto final satisfaça a todos os fatores de qualidade como, por exemplo, a forma geométrica e/ou a distribuição de tensões residuais internas no material. Isto implica que se deve adotar uma ação de controle tal que a espessura de saída seja mantida dentro da faixa de valores aceitáveis, mas que outros fatores, como a forma da tira, não fiquem comprometidos. O termo forma é aqui utilizado para referenciar-se tanto à geometria como à distribuição de tensões residuais internas.

Uma vez que o processo de laminação estabelecido possui duas cadeiras de laminação, a redução de espessura total é realizada em duas etapas, ocorrendo uma redução de espessura na primeira cadeira e outra redução na segunda cadeira, atingindo a espessura de saída final desejada. Cada cadeira de laminação deverá permitir a implementação do sistema de controle do mecanismo de ajuste de *gap* desenvolvido, assim também os demais subsistemas.

2.1 Curvas de Operação

O processo de laminação, em cada cadeira, se desenvolve segundo uma curva de operação c , que relaciona a carga de laminação P e a espessura de saída da tira h_2 [66]. Essa curva é função dos parâmetros operacionais⁴ do processo, ou seja: coeficiente de atrito na interface cilindro-tira μ ; tensão de escoamento do material S ; tensões à ré t_1 e à frente t_2 na tira durante a laminação; espessura de entrada da tira h_1 ; espessura de saída da tira h_2 ; temperatura da tira θ ; velocidade angular de laminação ω_L ; raio do cilindro de laminação R e largura da tira laminada w . O ponto de funcionamento Q depende da abertura do *gap* g entre os cilindros e da rigidez do laminador E_{LM} , o que é traduzido pela reta de carga r do sistema. Dessa forma, distúrbios nos parâmetros operacionais e metalúrgicos modificam a curva de operação do sistema e, conseqüentemente, a espessura de saída da tira. Esses distúrbios são refletidos nas variáveis elétricas do motor, podendo, inclusive, serem utilizados para estimação de parâmetros de processo [67].

A Figura 6 mostra o diagrama de operação do laminador e ressalta-se que, para cada conjunto de parâmetros operacionais, existe uma curva de operação c diferente.

Há duas formas básicas de correção de h_2 , quais sejam: alteração do *gap* do laminador

⁴Ou parâmetros de operação.

ou variação compensatória de parâmetros operacionais como, por exemplo, compensação pela tensão à frente, pela tensão à ré ou pela velocidade de laminação.

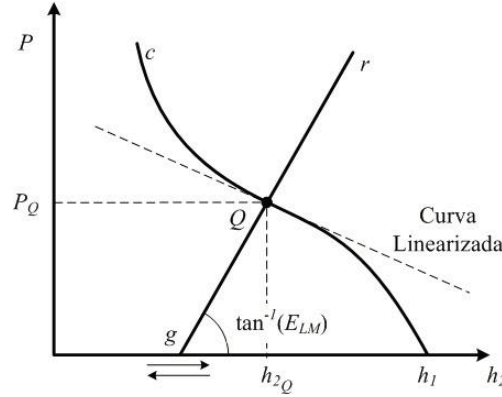


Figura 6: Diagrama de operação do laminador

Na correção de h_2 por ajuste de *gap*, a ação consiste em modificar a abertura entre os cilindros de trabalho, o que equivale a transladar a reta de carga r (ver Figura 7) de modo a recuperar o ponto de operação que determina a espessura de saída h_2 desejada. Vários esquemas de controle podem ser encontrados normalmente adotando a realimentação de espessura de saída ou por modelo teórico como mostrado em [68].

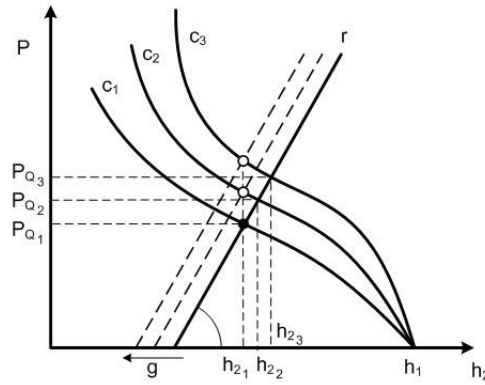


Figura 7: Curva de ajuste de *gap*

A Correção de h_2 por variação compensatória de parâmetros operacionais consiste em modificar outro parâmetro operacional acessível e de comportamento conhecido de modo a alterar a curva de operação do laminador e recuperar o ponto de funcionamento desejado. Dentre as técnicas possíveis, em [69], é apresentado um método de predição do montante de ação corretiva.

As Figuras 8 (a), (b), (c) e (d) mostram o comportamento típico das curvas de operação do laminador quando se alteram determinados parâmetros operacionais. A análise deve ser feita observando primeiro a curva c_1 , depois c_2 e, por fim, c_3 relacionando-as

com o aumento ou a diminuição do parâmetro operacional de cada caso. Na Figura 8 (a), é mostrado o efeito típico da diminuição de t_1 na curva de operação dos sistema. Caso seja desejado conhecer o efeito típico do aumento de t_1 , a recíproca é verdadeira. Na Figura 8 (b), é mostrado o efeito típico da diminuição de t_2 na curva de operação do sistema. A Figura 8 (c) mostra o efeito típico do aumento de h_1 na curva de operação do sistema e, na Figura 8 (d), é mostrado o efeito típico do aumento de μ ou de S na curva de operação do sistema. Nos últimos casos, vale a mesma análise realizada no primeiro caso.

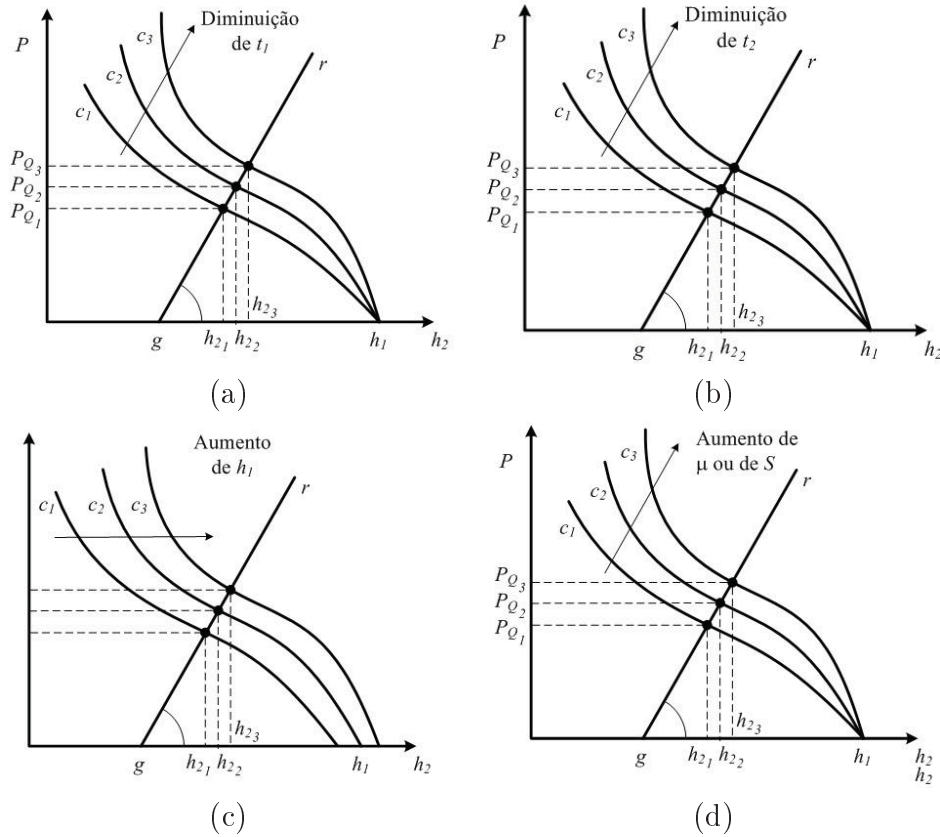


Figura 8: Comportamento típico da curva de operação: (a) Variações em t_1 . (b) Variações em t_2 . (c) Variações em h_1 . (d) Variações em μ ou variações em S

De acordo com Denti [1], as variáveis envolvidas no processo podem ser classificadas da seguinte forma :

Variável controlada: espessura de saída (h_2).

Variáveis manipuladas: tensões à ré (t_1), tensões à frente (t_2), gap (g) e velocidade de laminação (v_L).

Variáveis inacessíveis: coeficiente de atrito (μ), tensão de escoamento (S) e distribuição axial de temperaturas ao longo do arco de contato.

Variáveis mensuráveis: *gap*, tensões à ré, tensões à frente, carga de laminação, potência de laminação, velocidades à frente e velocidades à ré.

2.2 Descrição dos Subsistemas do Laminador

O processo de laminação estudado pode ser subdividido em cinco subsistemas para fins de controle, conforme mencionado anteriormente. Uma breve descrição sobre cada um deles é realizada nos subtópicos seguintes.

2.2.1 Subsistema da bobinadeira

A bobinadeira encontra-se no final do processo, que ocorre de maneira contínua, quando a tira segue para ser enrolada. O seu acionamento requer potência relativamente alta e a sua massa, inércia, raio e velocidade angular variam de acordo com a quantidade de material na bobina.

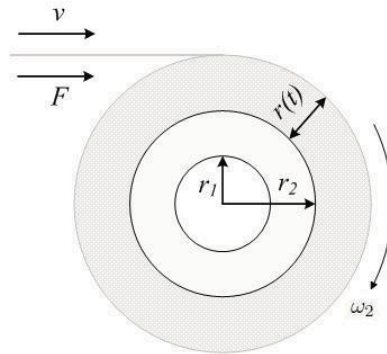


Figura 9: Esquema simplificado de uma bobinadeira

Nesse subsistema, é importante que uma força ou tensão⁵ constante seja aplicada à tira. Além dessa força ser um parâmetro operacional do laminador, interferindo na espessura de saída, uma força excessiva pode causar deformações na tira, prejudicando a qualidade do material produzido e, por outro lado, uma força insuficiente implica em um bobinamento ineficaz [48, 70].

Na Figura 9, é mostrado um esquema simplificado da bobinadeira, onde esta é composta por um motor de corrente contínua acoplado a um sistema de engrenagens ideal, que aciona um rolo bobinador de raio interno r_1 e raio externo r_2 . Realizar o controle da bobinadeira implica em controlar o parâmetro tensão à frente t_2 no processo de laminação.

⁵ $\sigma = F/A$, onde A é considerada constante.

Também é importante ressaltar que a ação sobre a tensão à frente apresenta a vantagem de exercer pouca influência sobre o coroamento dos cilindros de laminação e, consequentemente, sobre a forma da tira. Isto se deve ao fato de a variação de t_2 não modificar sensivelmente a distribuição de pressões radiais na região de entrada do arco de contato, na interface cilindro-tira. De acordo com a literatura técnica [71], essa região é a responsável pela parcela significativa da geração de calor no processo de deformação.

2.2.2 Subsistema da desbobinadeira

A desbobinadeira encontra-se no início do processo, quando a tira é desenrolada para ser laminada. O seu acionamento também requer potência relativamente alta e a sua massa, inércia e raio são decrescentes, enquanto sua velocidade angular é crescente no decorrer do processo, ao contrário do que ocorre na bobinadeira.

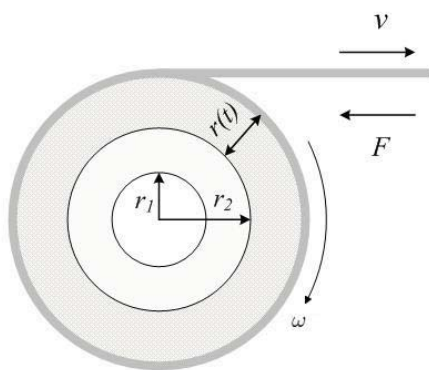


Figura 10: Esquema simplificado de uma desbobinadeira

Nesse subsistema, é desejável que a força ou tensão aplicada na tira também seja constante para ocorrer um desbobinamento eficaz, entretanto essa força atua no parâmetro tensão à ré t_1 do processo de laminação, podendo também ser utilizada para corrigir distúrbios de processo.

Na Figura 10, é mostrado um esquema simplificado da desbobinadeira, onde esta é acionada por um motor de corrente contínua da mesma forma como ocorre no subsistema da bobinadeira.

Uma particularidade desse sistema é que o torque gerado pela tensão à ré t_1 do processo auxilia no movimento de giro da desbobinadeira. De acordo com o caso, o torque desenvolvido pelo motor de acionamento pode ser positivo ou negativo para manter a tensão na tira constante. Conforme será visto nos capítulos seguintes, manter a tensão na tira constante implica em manter a velocidade linear da tira constante.

2.2.3 Subsistema do tensionador

Entre as duas cadeiras de laminação do processo de laminação estudado, existe o dispositivo chamado tensionador ou *looper*. O *looper* é amplamente utilizado em trens contínuos de laminação e consiste em um cilindro de contato preso a uma haste que se desloca verticalmente tensionando a tira. O movimento vertical da haste poderia ser realizado, em princípio, por qualquer atuador. Os laminadores modernos utilizam uma cápsula hidráulica para movimentar a haste, mas, nos primeiros laminadores, foram utilizados motores de corrente contínua devidamente refrigerados nessa tarefa. Esse é um subsistema de potência baixa, com grande capacidade de resposta e que torna esporádicas as atuações no acionamento dos cilindros de trabalho.

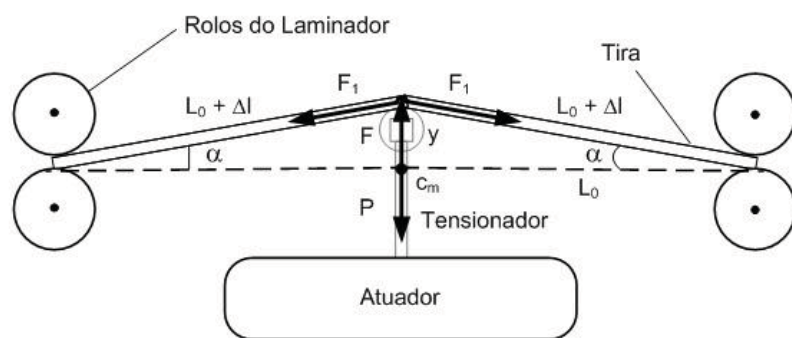


Figura 11: Esquema simplificado de um tensionador

A tensão imposta na tira pelo deslocamento vertical y do looper resulta em seu alongamento, levando a um aumento de tensão na tira. É possível assim eliminar distúrbios de fluxo de massa durante a laminação e alterar a curva de operação do processo pela variação das tensões à frente e à ré entre os laminadores. Logo, o sistema de controle pode recuperar o ponto de operação do sistema frente aos distúrbios do processo.

2.2.4 Subsistema do acionamento dos cilindros

O subsistema do acionamento dos cilindros encontra-se acoplado a cada cadeira de laminação e tem, como principal objetivo, girar os cilindros de trabalho. Estes realizam a redução de espessura na tira e fazem o seu tracionamento. O motor de acionamento requer potência elevada para execução dessa tarefa e a velocidade angular dos cilindros geralmente permanece constante.

Na Figura 12, é possível observar o subsistema de acionamento dos cilindros de laminação, onde seus principais componentes são evidenciados.

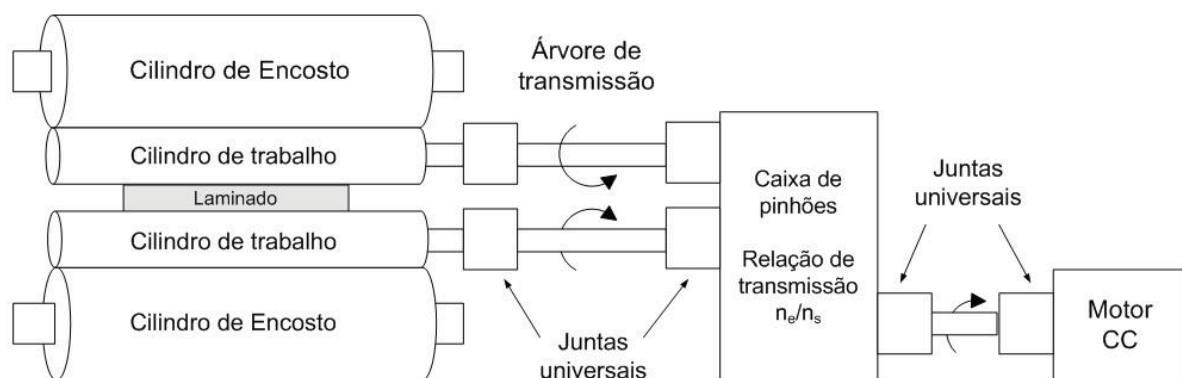


Figura 12: Subsistema de acionamento dos cilindros

Esse subsistema atua na velocidade de laminação ω_L , que é um parâmetro de processo que influencia na espessura final da tira. Devido à sua elevada potência de acionamento e, principalmente, ao fato de que uma alteração na velocidade dos cilindros acarreta na alteração das tensões à ré e à frente para a cadeia em questão, é exigido, portanto, ajustes tanto no subsistema anterior quanto no posterior para restabelecer os valores-alvo das tensões na tira. Dessa forma, não é recomendável uma atuação nesse subsistema. É indicado atuar primeiro no *looper*, localizado entre as cadeiras do laminador. Por outro lado, quando o *looper* se aproxima do seu limite de curso inferior ou superior, torna-se necessário atuar na velocidade dos cilindros, colocando o tensionador em uma posição que possa ser reestabelecida a condição em que ele tenha boa margem de atuação, mantendo, com isso, sua responsabilidade pelo controle das tensões entre cadeiras.

O subsistema de acionamento dos cilindros não foi considerado para fins de controle, neste trabalho, devido às desvantagens apresentadas.

2.2.5 Subsistema do ajuste de *gap*

O subsistema do ajuste de *gap* manipula o parâmetro mais importante na cadeia de laminação sob o ponto de vista de controle da espessura de saída do material. O *gap* é a abertura entre os cilindros de trabalho superior e inferior. Este poderia ser ajustado tanto através de um sistema eletromecânico com parafusos de aperto quanto através de um sistema hidráulico ou mesmo com os dois atuadores juntos para fazer ajuste grosso e fino, respectivamente.

Na Figura 13, é possível observar o subsistema de ajuste do *gap* do laminador e o mecanismo de ajuste por parafusos de aperto utilizado, estando seus principais componentes evidenciados. Esse mecanismo de ajuste do *gap* foi escolhido por apresentar um mode-

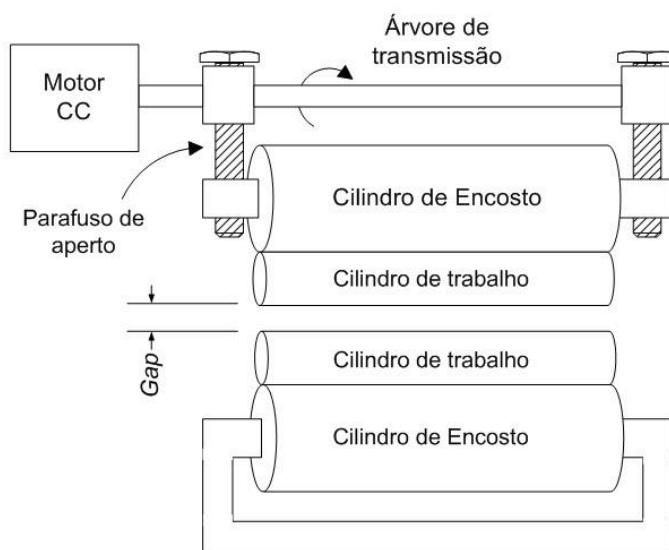


Figura 13: Esquema simplificado do ajustador de *gap*

lamento mais simples, simplificando também os testes do sistema de controle proposto, objetivo deste trabalho.

Ao atuar no *gap* do laminador, altera-se o modelo do laminador definido pela reta de carga r (ver Figura 6), originada pela deformação da máquina frente aos enormes esforços envolvidos. Alterando a reta de carga r do diagrama de operação do laminador, define-se um novo ponto de operação Q relacionado com a nova espessura de saída da tira h_2 desejada.

2.3 Modelo Matemático da Laminação

Existem diversos modelos desenvolvidos para representar um processo de laminação de produtos planos. Esses modelos destinam-se, em geral, a determinar a carga de laminação P e o torque de laminação T_q baseando-se em determinados parâmetros da laminação. Dentre os modelos existentes, destaca-se o modelo de Orowan [72], que é capaz de representar tanto um processo de laminação a frio quanto um processo de laminação a quente com grande precisão. Esse foi o modelo utilizado neste trabalho e sua implementação foi baseada no programa de simulação desenvolvido por Rossomando [4].

Segundo Denti [1], a carga de laminação P e o torque de laminação T_q dependem dos parâmetros operacionais do laminador e podem ser relacionados por uma expressão não-linear genérica da seguinte forma:

$$P = f_p(\mu, S, t_1, t_2, h_1, h_2, \theta, \omega_L, w, R) \quad (2.1)$$

$$T_q = f_q(\mu, S, t_1, t_2, h_1, h_2, \theta, \omega_L, w, R) \quad (2.2)$$

Sendo assim, o modelo da laminação pode ser implementado em um bloco de simulação semelhante ao mostrado na Figura 14. O nome do bloco foi atribuído genericamente como “modelo da laminação” pois, conforme será visto nos capítulos seguintes, o método continua válido quando é utilizado qualquer modelo que represente o processo e forneça a carga de laminação, com certa precisão, com base nos parâmetros operacionais. Esse modelo poderia até ser, por exemplo, uma rede neural validada.

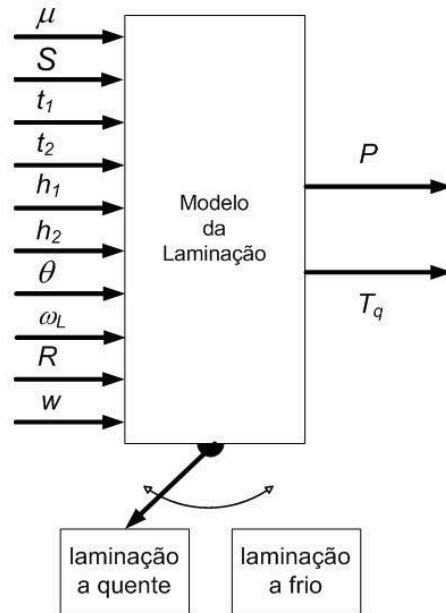


Figura 14: Bloco de simulação da laminação

Dando prosseguimento ao modelamento do processo, é possível estimar os esforços mecânicos da laminação observando a geometria de deformação da tira de aço entre os cilindros do laminador. Durante esse processo, altas pressões na interface cilindro-tira⁶ são desenvolvidas. A Figura 15 mostra um diagrama esquemático da geometria envolvida no processo de laminação e uma visão ampliada das regiões destacadas.

A interface cilindro-tira é delimitada por um arco de contato \widehat{AB} e um ângulo de contato correspondente ϕ_m , sendo válida a relação:

⁶Arco de contato.

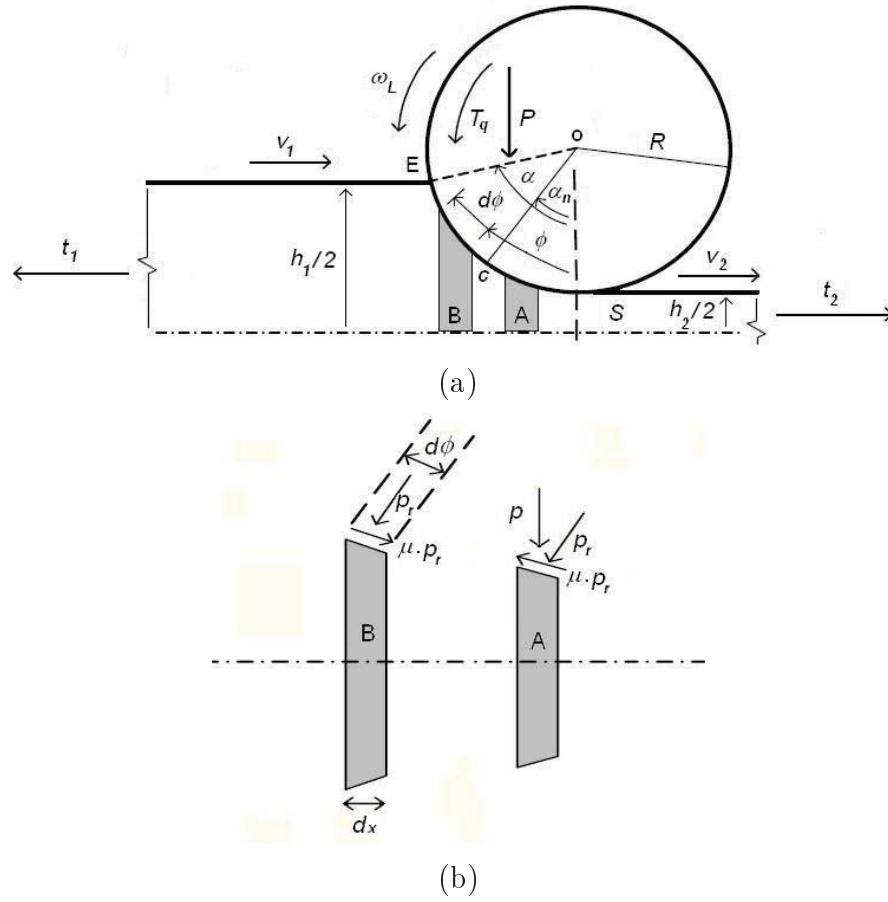


Figura 15: Processo de laminação: (a) Geometria da deformação da tira de aço. (b) Regiões destacadas e forças correspondentes

$$\widehat{AB} \cong \sqrt{R^2 - \left(R - \frac{\Delta h^2}{4}\right)} \cong \sqrt{R \cdot \Delta h} \quad (2.3)$$

sendo,

$$\Delta h = h_2 - h_1 \quad (2.4)$$

O ângulo máximo do arco de contato é dado por:

$$\phi_m = \sqrt{\Delta h / R} \quad (2.5)$$

Ao longo da laminação, a tira sofre três deformações: redução de espessura, alongamento e alargamento, sendo esta última de pouco significado na laminação de tiras.

O alongamento da tira provoca diferenças entre as velocidades de entrada v_1 e de saída v_2 da tira relativamente à velocidade linear dos cilindros v_L . Existe, entretanto,

uma posição angular denominada ângulo neutro ϕ_n na qual a velocidade da tira é igual à velocidade dos cilindros v_L . As diferenças entre a velocidade do cilindro e as velocidades da tira são traduzidas por coeficientes de escorregamento que são: escorregamento à frente f e escorregamento à ré b . Eles são dados por:

$$f = \frac{h(\phi)}{h_2} \cdot \cos\phi_n - 1 \quad (2.6)$$

$$b = 1 - \frac{h(\phi)}{h_1} \cdot \cos\phi_n \quad (2.7)$$

As equações são obtidas com base na constância do volume ao longo do arco de contato, ou seja:

$$v_1 \cdot h_1 = v(\phi) \cdot h(\phi) = v_2 \cdot h_2 \quad (2.8)$$

O alargamento da tira ocorre devido ao processo não se dar em um único plano de deformação.

2.3.1 Carga de laminação

A carga de laminação P é o esforço desenvolvido para deformar a tira durante a laminação. Ela é obtida, aproximadamente, pela expressão:

$$P = \bar{S} \cdot w \cdot \sqrt{R \cdot \Delta h} \cong 1,155 \cdot \bar{Y} \cdot w \cdot \sqrt{R \cdot \Delta h} \quad (2.9)$$

Segundo Orowan, deve-se introduzir um fator para compensar os efeitos do atrito, tornando-a:

$$P = 1,20 \cdot \bar{S} \cdot w \cdot \sqrt{R \cdot \Delta h} \cong 1,386 \cdot \bar{Y} \cdot w \cdot \sqrt{R \cdot \Delta h} \quad (2.10)$$

Devido à existência do ângulo neutro provocado pelas forças de atrito opostas no arco de contato, têm-se regiões de fluxo restringido no material, assim aparece, no arco de contato, uma distribuição de pressões na forma de uma colina de fricção, com a forma típica mostrada na Figura 16.

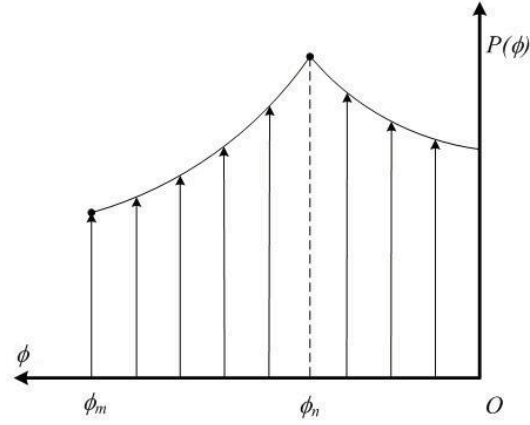


Figura 16: Colina de fricção: Distribuição de pressões ao longo do arco de contato

A carga de laminação pode ser obtida como a seguir:

$$P = w \cdot \int p(x).dx = w \cdot \int_0^{\phi_m} R.p(\phi).d\phi \quad (2.11)$$

$$P = w \cdot R \cdot \left[\int_0^{\phi_n} p^+(\phi).d\phi + \int_{\phi_n}^{\phi_m} p^-(\phi).d\phi \right] \quad (2.12)$$

onde p^+ e p^- é a pressão radial correspondente às regiões de saída e de entrada da tira, respectivamente. Essas funções são determinadas por modelos teóricos.

2.3.2 Os cilindros de laminação

As pressões desenvolvidas na laminação também provocam deformação nos cilindros. Segundo Hitchcock [73], o arco de contato deformado continua circular se a distribuição de pressões for elíptica. O raio deformado é então dado por:

$$R_d = R \cdot \left(1 - \frac{c.P}{\delta h.w} \right) \text{ onde } c = \frac{16.(1 - \nu_c)^2}{\pi.E_c} \quad (2.13)$$

Ocorrem, basicamente, três tipos de deformações nos cilindros de laminação, quais sejam: flexão, achatamento⁷ e cisalhamento.

Os encurvamentos do perfil do cilindros são chamados de coroas, que são descritas como segue:

⁷ou aplainamento.

- Coroa mecânica: Causada pelos esforços mecânicos atuantes.
- Coroa térmica: Causada pelo aquecimento do cilindro durante o processo.
- Coroa imposta: Produzida na fabricação para compensar as coroas anteriores.

2.3.3 Conjugado e potência da laminação

O conjugado de laminação, em estado estacionário, é dado pelo produto da força circunferencial líquida pela distância de seu ponto de aplicação em relação ao eixo do cilindro.

Um cálculo simplificado do conjugado pode ser realizado pela seguinte expressão:

$$T_q = P \cdot \lambda \cdot \sqrt{R_d \cdot \Delta h} \quad (2.14)$$

onde λ vale aproximadamente 0,5 para a laminação a quente e 0,45 para a laminação a frio.

A potência consumida por cada cilindro é dada por:

$$P_{ot} = T_q \cdot \omega_L \quad (2.15)$$

2.3.4 Tensão de escoamento

O cálculo da tensão de escoamento do material é diferente quando se trata de laminação a frio ou laminação a quente.

Na laminação a frio, a tensão de escoamento é simplesmente uma função da deformação e é expressa por⁸:

$$S = S_0 + B \cdot e^n = A + B \cdot \left[\ln \left(\frac{h_1}{h(\phi)} \right) \right]^n \quad (2.16)$$

onde:

- S_0 : É a tensão de escoamento inicial.
- A, B, n : São valores experimentais.
- e : É a deformação plástica verdadeira.

⁸Equação de Ludwick.

Na laminação a quente, a tensão de escoamento é uma função complexa da velocidade de deformação:

$$S = f(e, \dot{e}, \bar{\theta}) \quad (2.17)$$

sendo e a deformação plástica verdadeira e \dot{e} a velocidade de deformação plástica, dadas por:

$$e = \ln \left(\frac{h_1}{h(\phi)} \right) \quad (2.18)$$

$$\dot{e} = \frac{2 \cdot v_L \cdot \sin \phi}{h(\phi)} \quad (2.19)$$

2.3.5 O modelo de Orowan

A teoria de Orowan para o cálculo da distribuição das pressões, ao longo do arco de contato, é considerada a mais geral e precisa, uma vez que não é feita nenhuma aproximação matemática nem suposições simplificadoras. Segundo essa teoria, as distribuições de pressões radiais p^+ e p^- , que os cilindros impõem à chapa, são apresentadas da seguinte forma:

$$\frac{p^+}{S} = \left(1 - \frac{t_2}{S_2} \right) \cdot \frac{h}{h_2} \cdot \exp(\mu \cdot H) \quad (2.20)$$

e,

$$\frac{p^-}{S} = \left(1 - \frac{t_1}{S_1} \right) \cdot \frac{h}{h_1} \cdot \exp(\mu \cdot (H_1 - H)) \quad (2.21)$$

nas quais os valores de S_1 e de S_2 referem-se à tensão de escoamento nas regiões de entrada e saída da tira, respectivamente.

Os valores de H e h são funções do ângulo ϕ , conforme segue:

$$H = 2 \cdot \sqrt{\frac{R_d}{h_2} \cdot \arctg \left(\sqrt{\frac{R_d}{h_2}} \phi \right)} \quad (2.22)$$

$$h = h_1 + 2.R_d.(1 - \cos\phi) \quad (2.23)$$

A expressão do torque de laminação, que leva em consideração a deformação dos cilindros e as tensões aplicadas na tira, é determinada pela Equação 2.24.

$$T_q = w.R.R_d. \left(\int_0^\alpha \phi.p(\phi)d\phi + \frac{t_1.h_1 - t_2.h_2}{2.R_d} \right) \quad (2.24)$$

2.3.6 O laminador

O laminador deforma-se elasticamente devido à carga de laminação. Sendo E_{LM} o módulo de rigidez do laminador e e_{LM} o estiramento sofrido por ele, é possível escrever:

$$P = E_{LM} \cdot e_{LM} \quad (2.25)$$

Sendo g a abertura inicial entre os cilindros (*gap*), a espessura de saída da tira é dada por:

$$h_2 = g + e_{LM} = g + \frac{P}{E_{LM}} \quad (2.26)$$

ou simplesmente:

$$P = E_{LM} \cdot (h_2 - g) \quad (2.27)$$

onde E_{LM} é constante para uma dada largura de tira.

A Tabela 1 mostra as unidades de medida das principais variáveis envolvidas no processo. No Capítulo 3, serão apresentados os valores das constantes dos modelos.

Tabela 1: Unidade de medida das principais variáveis envolvidas no processo de laminação

P	[N]	E_{LM}	[N/m]	T_q	[N.m]	$h_1 ; h_2$	[m]
e_{LM}	[m]	$t_1 ; t_2$	[N/m ²]	g	[m]	v_L	[m/s]
ω_L	[rad/s]	ϕ	[rad]	α	[rad]	θ	[°C]
D	[m]	w	[m]	$R ; R_d$	[m]	S	[N/m ²]

3 Modelagem Matemática dos Subsistemas do Laminador

3.1 Subsistema de Bobinamento

O subsistema modelado consiste em uma bobinadeira composta por um motor de corrente contínua acoplado a um sistema de engrenagens ideal, que aciona um rolo bobi-nador de raio interno r_1 e raio externo r_2 . Um esquema simplificado da bobinadeira e a localização dos sensores podem ser vistos na Figura 17. O medidor eletromagnético mede o raio da bobina, o tacômetro mede sua velocidade angular¹ e o tensiômetro de contato mede a força aplicada na tira. Manter a força F constante, na tira, implica em manter a velocidade tangencial da tira v constante [46, 70, 47].

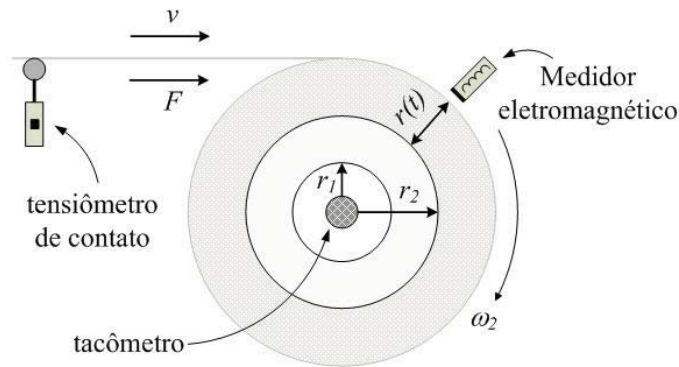


Figura 17: Esquema simplificado da bobinadeira e localização dos sensores

O acoplamento desse sistema com a cadeia de laminação ocorre pelo parâmetro “ten-são à frente” t_2 na cadeia 2. Atuar na Força F do subsistema de bobinamento implica em atuar nesse parâmetro do laminador. Essa forma de atuação para corrigir os distúr-bios de processo é vantajosa por exercer pouca influência sobre o coroamento térmico dos cilindros de laminação e, conseqüentemente, sobre a forma da tira.

¹A velocidade tangencial da tira é estimada pela multiplicação do raio da bobina por sua velocidade angular.

A modelagem aqui realizada foi baseada na modelagem apresentada nos trabalhos de Lima e de Denti Filho mostrados em [45], [70] e [48].

3.1.1 Motor de corrente contínua

Conforme mencionado anteriormente, a bobinadeira estudada é acionada por um motor de corrente contínua. As equações fundamentais de um motor CC² de excitação independente são descritas pelas Equações 3.1 e 3.2, onde $e_a = k_v \omega_1$ e $T = k_t i_a$ [74, 75].

$$V_{ta} = e_a + L_{aq} \frac{di_a}{dt} + R_a i_a \quad (3.1)$$

$$J_1 \frac{d\omega_1}{dt} = T - T_{c1} - B\omega_1 \quad (3.2)$$

V_{ta} é a tensão aplicada no motor, e_a é a força contra-eletromotriz, L_{aq} , R_a e i_a são a indutância, resistência e corrente de armadura, respectivamente; J_1 é o momento de inércia do rotor, ω_1 é a velocidade angular do motor, T é o torque eletromagnético desenvolvido, T_{c1} é o torque de carga no eixo do motor e B é o coeficiente do torque do atrito viscoso.

3.1.2 Bobinadeira

Iniciando a modelagem pela inércia da bobina, esta pode ser obtida pela equação abaixo, onde M é a massa do rolo bobinador e J_2 é o seu momento de inércia.

$$J_2 = \frac{M}{2} (r_1^2 + r_2^2) \quad (3.3)$$

Uma vez que o acionamento ocorre por meio de um sistema de engrenagens ideal, há um efeito de redução da inércia J_2 do rolo bobinador. Assim:

$$J_{1e} = J_1 + \left(\frac{\omega_2}{\omega_1} \right)^2 J_2 \quad (3.4)$$

Sendo J_{1e} o momento de inércia efetivo no eixo do motor, ω_2 a velocidade angular do rolo bobinador e ω_1 a velocidade angular do motor e J_2 é dado pela Equação 3.3.

No decorrer do processo de bobinamento, o acúmulo de material na bobinadeira provoca um aumento do raio da bobinadeira. Esse aumento de raio pode ser modelado

²Corrente contínua.

conforme mostrado na Equação 3.5.

$$r(t) = \int_0^t \frac{\omega_2 e}{2\pi} dt. \quad (3.5)$$

Por sua vez, o aumento do raio do material bobinado provoca um aumento de inércia e da massa no rolo, conforme descrito nas Equações 3.6 e 3.7, respectivamente.

$$J_2(t) = \frac{M}{2} (r_1^2 + (r_2 + r(t))^2) \quad (3.6)$$

$$M(t) = m + (2\pi r_2 r(t) + \pi r(t)^2) \rho d \quad (3.7)$$

O torque efetivo no eixo do motor e a força aplicada na tira podem ser modelados de acordo com as Equações 3.8 e 3.9, respectivamente, onde a relação de transmissão é dada por $n = \omega_1/\omega_2$ e o torque no rolo bobinador torna-se $T_{c_2} = n \cdot T_{c_1}$.

$$T_{c_1} = F (r_2 + r(t)) / n \quad (3.8)$$

$$F = \frac{n \cdot T_{c_1}}{r_2 + r(t)} = \frac{T_{c_2}}{r_2 + r(t)} \quad (3.9)$$

Sabendo-se, ainda, que o torque resultante no rolo bobinador é igual ao produto do seu momento de inércia pela sua aceleração angular e sendo essas grandezas variantes no tempo, temos:

$$T_{c_2} = J_2(t) \frac{d\omega_2(t)}{dt} + \omega_2(t) \frac{dJ_2(t)}{dt} \quad (3.10)$$

Substituindo a Equação 3.10 na Equação 3.9, obtemos a Equação da força aplicada na tira (Equação 3.11), lembrando que a velocidade tangencial da bobina é dada por $v_2 = \omega_2(r_2 + r(t))$.

$$F = \frac{J_2(t) \frac{d\omega_2(t)}{dt} + \omega_2(t) \frac{dJ_2(t)}{dt}}{r_2 + r(t)} \quad (3.11)$$

É importante destacar que, nesse modelo, as não-linearidades ocorrem principalmente devido à variação do raio da bobina, que altera quadraticamente a massa (Equação 3.7) e a inércia (Equação 3.6), modificando a dinâmica do sistema (Equações 3.10 e 3.2).

A partir das Equações 3.1 a 3.10, é possível determinar a equação diferencial não-linear geral da bobinadeira estudada (Equação 3.12), onde se verifica que esse é um sistema de segunda ordem cuja entrada é a tensão aplicada no motor V_{ta} . Os valores das constantes envolvidas nesse subsistema estão listados na Tabela 2.

$$\begin{aligned}
 V_{ta} = & \left(\frac{K_v \cdot n}{r_2 + r(t)} \right) v_2(t) + \frac{L_a}{K_t} \left(\frac{n}{r_2 + r(t)} \left(J_1 + \frac{\%_1 (r_1^2 + (r_2 + r(t))^2)}{n^2} \right) \ddot{v}_2(t) \right. \\
 & + \frac{B \cdot n}{r_2 + r(t)} \dot{v}_2(t) + \frac{\%_1 (r_1^2 + (r_2 + r(t))^2)}{(r_2 + r(t))n} \ddot{v}_2(t) \Bigg) + \frac{R_a}{K_t} \cdot \left(\frac{n}{r_2 + r(t)} \right. \\
 & \cdot \left(J_1 + \frac{\%_1 (r_1^2 + (r_2 + r(t))^2)}{n^2} \right) \dot{v}_2(t) + \frac{B \cdot n}{r_2 + r(t)} v_2(t) \\
 & \left. + \left(\frac{\%_1 (r_1^2 + (r_2 + r(t))^2)}{(r_2 + r(t))^2} \dot{v}_2(t) - t_1 \right) \cdot \frac{r_2 + r(t)}{n} \right) \quad (3.12)
 \end{aligned}$$

sendo:

$$\%_1 = \frac{1}{2}m + \frac{1}{2}(2\pi r_2 r(t) + \pi r(t)^2)\rho d$$

Caso seja necessário realizar vários passos de laminação, o processo ocorrerá nos dois sentidos. Em determinados momentos, a bobinadeira se transformará em desbobinadeira e a desbobinadeira se transformará em bobinadeira. Conforme poderá ser visto na próxima seção, a modelagem ocorre de forma semelhante e, do ponto de vista do sistema de controle, será necessário apenas fazer o retabelamento dos ganhos dos controladores locais em cada inversão de sentido.

Tabela 2: Constantes utilizadas no subsistema de bobinamento

$r_1 = 10$ [cm]	$r_2 = 25$ [cm]
$B = 55$ [Nm.s/rad]	$\rho = 7800$ [kg/m ³]
$m = 100$ [kg]	$d = 10$ [cm]
$e = 1$ [mm]	$n = 6$
$J_1 = 0,4$ [kg.m ²]	$L_a = 0,5$ [mH]
$R_a = 67$ [mΩ]	$K_t = 1,28$
$K_v = 1,28$	$V_{max} = 1500$ [V]

As constantes utilizadas nos modelos dos subsistemas do laminador foram estabelecidas com base em observações das máquinas e acionamentos elétricos, e outros acionamentos hidráulicos, apresentados na literatura técnica de fabricantes. Adotou-se constantes com valores médios dos diversos valores encontrados.

3.2 Subsistema de Desbobinamento

Esse subsistema consiste em uma desbobinadeira acionada por um motor CC, acoplado a um sistema de engrenagens ideal, que aciona um rolo desbobinador de raio interno r_1 e raio externo r_2 . Um esquema simplificado da desbobinadeira e a localização dos sensores podem ser vistos na Figura 18. Assim como ocorre na bobinadeira, manter a força F constante na tira implica em manter a velocidade tangencial da tira v constante.

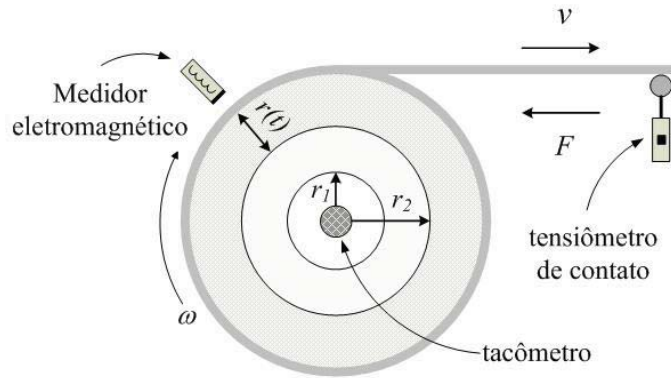


Figura 18: Esquema simplificado da desbobinadeira e localização dos sensores

É possível observar que o subsistema de desbobinamento é semelhante ao subsistema de bobinamento, com a diferença que, no primeiro, a tira tem espessura maior e a força que deve ser exercida na tira tem sentido contrário. Os sensores instalados medem as mesmas variáveis na desbobinadeira que os respectivos sensores na bobinadeira. No caso da desbobinadeira, o acoplamento ocorre pelo parâmetro “tensão à ré” t_1 da primeira cadeia de laminação. Atuar na força F do sistema de desbobinamento implica em atuar nesse parâmetro do laminador, que é uma das formas de alterar a curva de operação do sistema para corrigir distúrbios de processo. Um sistema de controle de desbobinadeira, baseado em controle indireto da tensão, pode ser visto em [49].

Devido à semelhança dos processos, o modelamento do subsistema da desbobinadeira é praticamente idêntico ao modelamento da bobinadeira apresentado na Subseção 3.1.2, incluindo a modelagem do motor de corrente contínua. Sendo assim, as equações envolvidas não serão repetidas aqui, apenas as diferenças serão ressaltadas.

A principal diferença de modelagem entre os dois sistemas está no sentido da força na tira F , que aqui será representada por um número negativo. A segunda diferença está na Equação 3.5, pois o raio da bobina agora é decrescente. Sendo r_0 o raio inicial da bobina, essa equação torna-se:

$$r(t) = r_0 - \int_0^t \frac{\omega_2 e}{2\pi} dt. \quad (3.13)$$

Os valores das constantes envolvidas no modelo da desbobinadeira são listadas na Tabela 3.

Tabela 3: Constantes utilizadas no subsistema de desbobinamento

$r_1 = 10$ [cm]	$r_2 = 25$ [cm]
$B = 55$ [Nm.s/rad]	$\rho = 7800$ [kg/m ³]
$m = 100$ [kg]	$d = 10$ [cm]
$e = 3,3$ [mm]	$n = 6$
$J_1 = 0,4$ [kg.m ²]	$L_a = 0,6$ [mH]
$R_a = 66$ [mΩ]	$K_t = 1,29$
$K_v = 1,29$	$V_{max} = 1500$ [V]

3.3 Subsistema do Tensionador

Nesse caso, o subsistema modelado consiste em um tensionador³ situado entre duas cadeiras de laminação, conforme mostrado na Figura 19. Ele é composto de um cilindro de contato preso a uma haste que se desloca verticalmente tensionando a tira. Os laminadores comerciais utilizam uma cápsula hidráulica para movimentar a haste mas, nos primeiros laminadores, foram utilizados motores de corrente contínua devidamente refrigerados nessa tarefa. Em Stuecher *et al.* [76], é apresentada uma foto de um tensionador em funcionamento e um estudo de detecção de falhas. Outro estudo de detecção de falhas para esse sistema pode ser encontrado, por exemplo, em Marcu *et al.* [77].

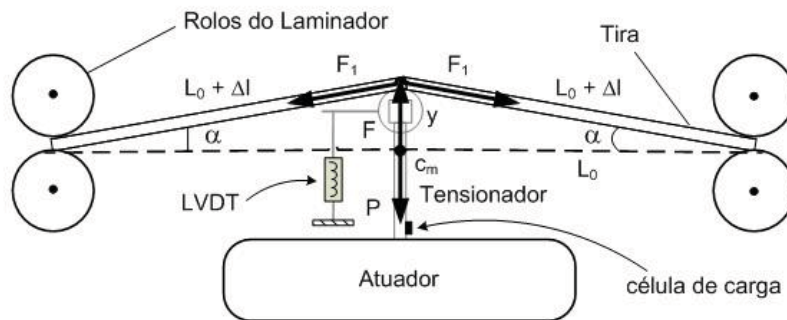


Figura 19: Esquema simplificado do tensionador e localização dos sensores

³ou *looper*.

Diante de diferentes possibilidades de configuração de atuador e ainda com intuito maior de propor uma nova estrutura de controlador para esse processo, optou-se por utilizar o motor de corrente contínua como atuador por possuir um modelo representativo mais simples do que o modelo de uma cápsula hidráulica. Isto também simplifica o projeto do controlador *Gain Scheduling*, mas não impede que o método seja estendido ao último caso.

No tensionador, o acoplamento matemático com a primeira cadeira de laminação ocorre pelo parâmetro “tensão à frente” dessa cadeira, ou seja, t_2 . Já o acoplamento com a segunda cadeira de laminação ocorre pelo parâmetro “tensão à ré” daquela, ou seja, t_1 . O LVDT⁴ mede o deslocamento do tensionador no eixo vertical e a célula de carga mede a força que a haste aplica na tira.

3.3.1 Tensionador

O modelamento do tensionador foi baseado no trabalho de Muniz e Pandolfi [78] e pode ser acompanhado, observando os diagramas de força e as relações geométricas entre os elementos mostrados na Figura 19. Pelo diagrama de forças, é possível deduzir que:

$$F_{res} = F - P = 2 \cdot F_1 \sin(\alpha) \quad (3.14)$$

onde F_{res} é a força vertical resultante no cilindro de looper, F_1 é a força aplicada na tira, α é o ângulo formado entre a tira e o plano horizontal e y é o deslocamento vertical do cilindro do tensionador.

Por sua vez, a força que deforma a tira é obtida pela seguinte relação:

$$F_1 = \sigma_1 \cdot A \quad (3.15)$$

onde σ_1 é o tensionamento da tira e A é a área da seção vertical desta.

A tensão da tira σ_1 é função do módulo de Young E e da deformação do material ϵ , como mostrado a seguir:

$$\sigma_1 = E \cdot \epsilon \quad (3.16)$$

Supondo a deformação linear, é possível estabelecer:

$$\epsilon = \Delta l / l_0 \quad (3.17)$$

⁴Transformador Diferencial Linear Variável.

onde Δl é o aumento de comprimento da tira e l_0 é o comprimento inicial da tira.

Observando, ainda, o triângulo formado entre os elementos na figura supracitada, temos a seguinte relação trigonométrica:

$$\text{sen}(\alpha) = \sqrt{1 - \frac{1}{\tan^2(\alpha) + 1}} = \sqrt{1 - \frac{1}{y^2/l_0^2 + 1}} \quad (3.18)$$

logo,

$$\text{sen}(\alpha) = \frac{y}{\sqrt{l_0^2 + y^2}} \quad (3.19)$$

Utilizando o Teorema de Pitágoras, temos:

$$(l_0 + \Delta l)^2 = y^2 + l_0^2 \quad (3.20)$$

Manipulando as equações anteriores, é obtida a expressão que relaciona a força resultante na haste do tensionador e seu deslocamento vertical (Equação 3.21), lembrando que w é a largura da tira e h sua espessura.

$$F_{res} = 2.w.h.E \left(\frac{y}{l_0} - \frac{y}{\sqrt{l_0^2 + y^2}} \right) \quad (3.21)$$

Assim, de acordo com as Equações 3.14, 3.19 e 3.21, a expressão final que relaciona a força aplicada na tira e o deslocamento vertical da haste do tensionador é dada pela Equação 3.22. Verifica-se a não-linearidade desse subsistema presente no termo em raiz quadrada desta equação.

$$F_1 = w.h.E \left(\frac{\sqrt{l_0^2 + y^2}}{l_0} - 1 \right) \quad (3.22)$$

Para encontrar a equação que relaciona a tensão na tira em função do deslocamento da haste do tensionador basta fazer a substituição de Δl obtida da Equação 3.20, na Equação 3.17 e depois na Equação 3.16. Assim, obtemos:

$$\sigma_1 = E \cdot \left(\frac{\sqrt{l_0^2 + y^2}}{l_0} - 1 \right) \quad (3.23)$$

Manipulando essa expressão, é possível encontrar também a equação que relaciona o deslocamento vertical da haste em função do tensionamento da tira:

$$y = \sqrt{\left(\frac{\sigma_1^2}{E^2} + \frac{2\sigma_1}{E}\right)} \cdot l_0 \quad (3.24)$$

As Figuras 20 (a) e (b) ressaltam a não-linearidade do processo, onde se verifica a variação não-linear da força aplicada na tira em função da posição da haste do tensionador e a posição da haste do tensionador em função da tensão de referência na tira. Para aplicar uma determinada tensão na tira, portanto, basta verificar qual é o deslocamento y que o cilindro do tensionador deve realizar e fornecer essa referência ao controlador desse subsistema. Ou seja, ao controlar o deslocamento y da haste, está sendo controlado indiretamente a força F_1 e a tensão σ se considerarmos a área da seção transversal da tira A constante.

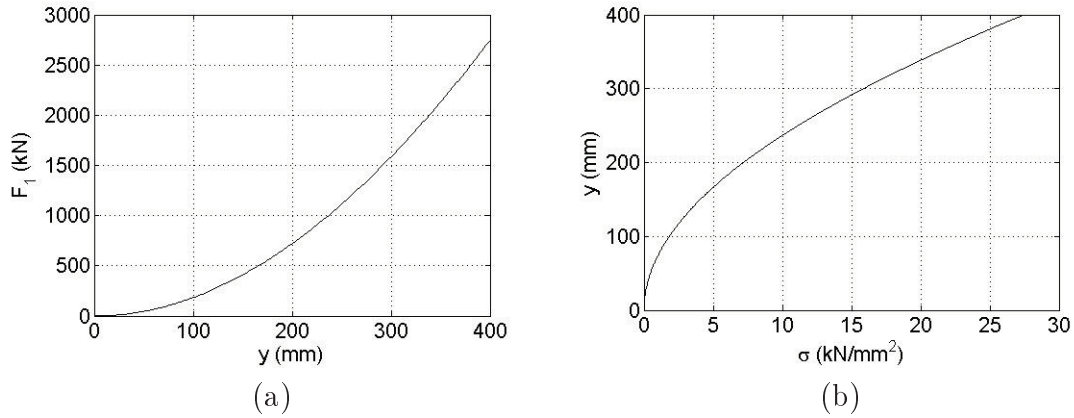


Figura 20: (a) Força na tira em função da posição da haste do tensionador. (b) Posição da haste em função do tensionamento de referência na tira

3.3.2 Atuador

Conforme justificado anteriormente, o atuador escolhido para esse subsistema também foi o motor CC. As equações fundamentais de um motor CC de excitação independente são as mesmas apresentadas anteriormente, ou seja: Equações 3.25 e 3.26, onde $e_a = k_v \omega_1$ e $T = k_t i_a$.

$$V_{ta} = e_a + L_{aq} \frac{di_a}{dt} + R_a i_a \quad (3.25)$$

$$J_1 \frac{d\omega_1}{dt} = T - T_c - B\omega_1 \quad (3.26)$$

V_{ta} é a tensão aplicada no motor, e_a é a força contra-eletromotriz, L_{aq} , R_a e i_a são a indutância, resistência e corrente de armadura, respectivamente, J_1 é o momento de inércia

do rotor, ω_1 é a velocidade angular do motor, T é o torque eletromagnético desenvolvido, T_c é o torque de carga no eixo do motor e B é o coeficiente do torque do atrito viscoso.

O torque de carga no eixo do motor é modelado considerando que o acoplamento do motor com a haste do tensionador é um sistema ideal⁵, onde o torque pode ser dado por $T_c = F_{res} \cdot r$ ou $T_c = (F - P) \cdot r$. Nesse caso, P é o peso do conjunto haste-cilindro do tensionador e r é o raio de uma engrenagem de acoplamento ideal.

Assim, a relação entre o deslocamento vertical do cilindro do tensionador y e o ângulo de giro do motor torna-se:

$$\theta(t) = \frac{y(t)}{r} \quad (3.27)$$

Das relações anteriores, é possível encontrar a equação diferencial não-linear geral do sistema (Equação 3.28), onde a entrada é a tensão aplicada no motor V_{ta} e a saída é o deslocamento vertical do cilindro de looper refletido no ângulo de giro do motor conforme mostrado na Equação 3.27.

$$\begin{aligned} K_v \dot{\theta} + L_a \left(J \ddot{\theta} + B \dot{\theta} + \left(2Ewhr\dot{\theta} \left(\frac{1}{l_0} - \frac{1}{(r^2\theta^2 + L_0^2)^{1/2}} \right) \right. \right. \\ \left. \left. + 2 \frac{Ewhr^3\theta^2\dot{\theta}}{(r^2\theta^2 + l_0^2)^{3/2}} \right) r \right) \frac{1}{K_t} + R_a \left(J \ddot{\theta} + B \dot{\theta} + (2Ewhr\theta \right. \\ \left. \cdot \left(\frac{1}{l_0} - \frac{1}{(r^2\theta^2 + L_0^2)^{1/2}} \right) - P) r \right) \cdot \frac{1}{K_t} = V_{ta} \end{aligned} \quad (3.28)$$

Os valores das constantes envolvidas nesse subsistema são listadas na Tabela 4. As não-linearidades nesse subsistema ocorrem principalmente devido ao ângulo formado entre a tira e o plano horizontal durante o tensionamento da tira, onde, matematicamente, é originada pelo termo em raiz quadrada na Eq. 3.21.

3.4 Cadeira de Laminação

A cadeira de laminação modelada consiste em um sistema de quatro cilindros⁶, onde há dois conjuntos de cilindros de encosto e de trabalho. Os cilindros inferiores são fixos e os

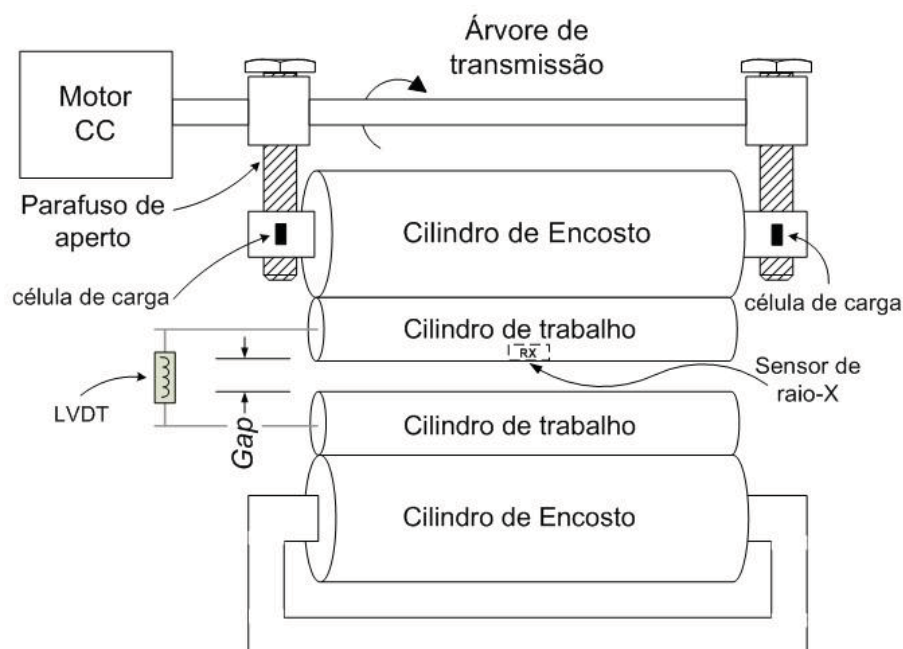
⁵Sem perdas.

⁶Laminador quádruo.

Tabela 4: Constantes utilizadas no subsistema de tensionamento

$E = 21000$ [kgf/mm ²]	$R_a = 0,0273$ [Ω]
$h = 1$ [mm]	$J = 259,3$ [kg.m ²]
$l_0 = 0,75$ [m]	$B = 0,008$ [N.m/rad.s]
$M = 50$ [kg]	$L_a = 6,8$ [mH]
$P = 50 \cdot 9,81$ [N]	$K_v = 46,45$
$w = 10$ [cm]	$K_t = 46,45$
$r = 0,06$ [m]	$V_{max} = 760$ [V]

superiores são móveis. Os cilindros de trabalho possuem um sistema de acionamento para tracionar a tira, conforme mostrado na Subseção 2.2.4. Já os cilindros de encosto têm, como principal finalidade, minimizar as deformações sofridas nos cilindros de trabalho.

Figura 21: Esquema simplificado do subsistema de ajuste de *gap* e localização dos sensores

A movimentação vertical dos cilindros móveis altera o espaçamento entre os cilindros de trabalho, denominado *gap*, com a finalidade de alterar a espessura da tira e/ou corrigir distúrbios de processo. No presente caso, o sistema para ajuste de *gap* adotado é o sistema de “parafuso de aperto”, conforme pode ser visto na Figura 21. O LVDT mede a distância entre os cilindros de trabalho, as células de carga medem a carga de laminação e sensores de raios X medem a espessura de entrada e de saída da tira.

A atuação por parafuso de aperto compõe-se por um motor CC acoplado a um sistema de transmissão. Esse sistema transmite o torque do motor para os parafusos através de

uma “árvore de transmissão” ideal, ou seja, o sistema foi considerado isento de perdas e de efeitos não-lineares.

3.4.1 Subsistema de acionamento

Conforme mencionado anteriormente, o subsistema de acionamento do parafuso de aperto é ideal e consiste em uma “árvore de transmissão” acoplada a um motor de corrente contínua. Os valores das constantes do modelo desse motor, anteriormente apresentado nas Subseções 3.1.1 e 3.3.2, são mostradas na Tabela 5.

Tabela 5: Constantes utilizadas no subsistema de acionamento do parafuso de aperto

J	$= 0,007 \text{ [kg.m}^2\text{]}$	R_a	$= 10,125 \text{ [}\Omega\text{]}$
B	$= 0,008 \text{ [N.m/rad.s]}$	L_a	$= 83,03 \text{ [mH]}$
K_t	$= 3,228$	K_v	$= 1,69197$
V_{min}	$= -2300 \text{ [V]}$	V_{max}	$= 2300 \text{ [V]}$

3.4.2 Subsistema do parafuso de aperto

Considere o diagrama esquemático das forças atuantes no parafuso, mostradas na Figura 22:

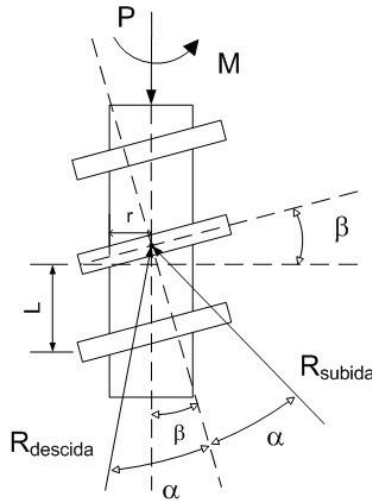


Figura 22: Parafuso de aperto

Aplicando a 2ª lei de Newton ao sistema, temos:

$$\sum T = J\alpha \quad (3.29)$$

ou seja,

$$(J_1 + J_2 + J_3) \cdot \ddot{\theta} + f_4 \cdot \dot{\theta} + T_{MP} = T_e \quad (3.30)$$

onde: J_1 = Inércia do motor

J_2 = Inércia do acoplamento

J_3 = Inércia da árvore

f_4 = Coeficiente de amortecimento viscoso dos mancais de rolamento

T_{MP} = Torque necessário para mover o parafuso

T_e = Torque eletromagnético ou torque motor

θ = Ângulo do eixo

$\dot{\theta}$ = Velocidade angular

$\ddot{\theta}$ = Aceleração angular

O torque necessário para mover o parafuso é dado pela seguinte expressão [4]:

$$T_{MP} = \frac{P \cdot \left[\frac{d_g}{3} \mu + \frac{d_{med}}{2} \operatorname{tg}(\varphi \pm \alpha) \right]}{i \cdot \eta} \quad (3.31)$$

sendo: P = Resultante das forças aplicadas ao parafuso [N]

d_{med} = Diâmetro médio do parafuso de aperto [m]

φ = Ângulo de fricção no filete do parafuso

α = Ângulo da espira do parafuso

μ = Coeficiente de atrito entre o parafuso de aperto e a porca

d_g = Diâmetro da porca [m]

i = Relação de transmissão do redutor

η = Rendimento da transmissão

É possível notar a presença de dinâmicas diferentes nesse sistema conforme a direção do movimento. Na subida do parafuso, o argumento da função trigonométrica é “ $\varphi - \alpha$ ” e na descida, “ $\varphi + \alpha$ ”. Esse fato sugere a existência de, pelo menos, dois modelos para representar esse subsistema como um todo.

Equacionando o movimento de translação do sistema, temos:

$$m \cdot \ddot{y} + f \cdot \dot{y} + k_M \cdot y = P \quad (3.32)$$

onde: m = Massa do conjunto com cilindro-móvel, mancais e células de carga

f = Coeficiente de amortecimento viscoso entre cadeira e mancais do cilindro

k_M = Constante de mola equivalente

P = Resultante das forças que atuam na direção do eixo do parafuso

y = Deslocamento linear

\dot{y} = Velocidade linear

\ddot{y} = Aceleração linear

Substituindo a Equação 3.32 na Equação 3.31, chega-se na Equação 3.33.

$$T_{MP} = \frac{(m \cdot \ddot{y} + f \cdot \dot{y} + k_M \cdot y) \cdot \left[\frac{d_g}{3} \mu + \frac{d_{med}}{2} tg(\varphi \pm \alpha) \right]}{i \cdot \eta} \quad (3.33)$$

Para que se possa referir todo o equacionamento ao eixo do motor, basta aplicar à Equação 3.33 as relações entre θ e y , abaixo:

$$\frac{d^2 y}{dt^2} \Rightarrow \ddot{\theta}; \quad \frac{dy}{dt} \Rightarrow \dot{\theta}; \quad y \Rightarrow \theta; \quad (3.34)$$

$$\frac{d^2 y}{dt^2} \equiv \ddot{y} ; \quad \frac{dy}{dt} \equiv \dot{y}; \quad (3.35)$$

sendo que,

$$y = \frac{1}{k_1 \cdot k_2} \cdot \theta \quad (3.36)$$

e ainda,

$$k_1 = \frac{D_e}{D_{SF} \cdot tg(\beta)} \quad e \quad k_2 = \frac{1}{r_m \cdot tg(\alpha)} \quad (3.37)$$

onde: D_c = Diâmetro médio da coroa
 D_{SF} = Diâmetro médio do sem fim
 β = Ângulo do filete do sem fim
 r_m = Raio médio do parafuso de aperto
 α = Ângulo de espira do parafuso

Dessa forma, a expressão final do torque necessário para mover o parafuso, referida ao eixo do motor, é dado pela Equação 3.38.

$$T_{MP} = \left(\frac{m}{k_1 k_2} \ddot{\theta} + \frac{f}{k_1 k_2} \dot{\theta} + \frac{k_M}{k_1 k_2} \theta \right) \cdot \frac{\left[\frac{d_g}{3} \mu + \frac{d_{med}}{2} tg(\varphi \pm \alpha) \right]}{i \cdot \eta} \quad (3.38)$$

Verifica-se, nessa Equação (3.38), que o torque necessário para mover o parafuso T_{MP} , relacionado com a carga de laminação não altera os coeficientes dos termos diferenciais, logo não deve alterar também a resposta dinâmica do sistema linearizado. Ressalta-se também a não-linearidade do sistema presente no termo trigonométrico $tg(\varphi \pm \alpha)$.

Substituindo a Equação 3.38 na Equação 3.30, temos:

$$T_e = \left(J_1 + J_2 + J_3 + \frac{m \cdot C}{k_1 k_2} \right) \ddot{\theta} + \left(f_4 + \frac{f \cdot C}{k_1 k_2} \right) \dot{\theta} + \left(\frac{k_M \cdot C}{k_1 k_2} \right) \theta \quad (3.39)$$

onde:

$$C = \frac{\left[\frac{d_g}{3} \mu + \frac{d_{med}}{2} tg(\varphi \pm \alpha) \right]}{i \cdot \eta} \quad (3.40)$$

Para obter essa equação em função da tensão V_{ta} aplicada no motor, são utilizadas as relações apresentadas nas subseções 3.1.1 e 3.3.2:

$$\begin{aligned} i_a &= T_e / k_t \\ e_a &= k_v \dot{\theta} \\ V_{ta} &= e_a + L_a \frac{di_a}{dt} + R_a i_a \end{aligned} \quad (3.41)$$

Assim, é possível encontrar a equação não-linear geral do sistema, onde a entrada é a tensão aplicada no motor V_{ta} e a saída é sua posição angular θ , sendo: $X_1 = \theta$, $X_2 = \dot{\theta} = \dot{X}_1$, $X_3 = \ddot{\theta} = \dot{X}_2$ e $u = V_{ta}$ (Equação 3.42). É importante ressaltar que a relação entre θ e o deslocamento vertical y do parafuso de aperto é dado pela Equação 3.36 e, conforme o movimento do parafuso seja de subida ou de descida, a constante C assume

um valor diferente.

$$\dot{X}_3 + F_1(C)X_1 + F_2(C)X_2 + F_3(C)X_3 - F_4(C)u = 0 \quad (3.42)$$

C é dado pela Equação 3.40 e as funções $F_1(C)$, $F_2(C)$, $F_3(C)$ e $F_4(C)$ são pelas Equações 3.43, 3.44, 3.45 e 3.46, respectivamente.

$$F_1(C) = \frac{R_a.C.k_m}{L_a.[(J_1 + J_2 + J_3).k_1k_2 + C.m]} \quad (3.43)$$

$$F_2(C) = \frac{(L_ak_m + R_af).C + k_vk_1k_2k_t + R_af_4k_1k_2}{L_a.[(J_1 + J_2 + J_3).k_1k_2 + C.m]} \quad (3.44)$$

$$F_3(C) = \frac{[(L_af + R_am).C + (L_af_4 + R_aJ_1 + R_aJ_2 + R_aJ_3).k_1k_2]}{L_a.[(J_1 + J_2 + J_3).k_1k_2 + C.m]} \quad (3.45)$$

$$F_4(C) = \frac{k_1k_2k_t}{L_a[(J_1 + J_2 + J_3).k_1k_2 + C.m]} \quad (3.46)$$

Os valores das constantes utilizadas na modelagem do subsistema de ajuste de *gap* estão listadas na Tabela 6.

Tabela 6: Constantes utilizadas no subsistema de ajuste de *gap*

$J_1 = 7,6 \times 10^{-3} \text{ [kg} \cdot \text{m}^2]$	$J_2 = 10^{-4} \text{ [kg} \cdot \text{m}^2]$
$J_3 = 4,9047 \times 10^{-5} \text{ [kg} \cdot \text{m}^2]$	$m = 43,122 \text{ [kg]}$
$f_4 = 0,02 \text{ [N} \cdot \text{m/rad/seg]}$	$f = 0,02 \text{ [N/m/s]}$
$d_{med} = 16 \text{ [mm]}$	$d_g = 16 \text{ [mm]}$
$\varphi = 5,7^\circ$	$\alpha = 4^\circ$
$i = 15$	$\eta = 70\%$
$\mu = 0,1$	$k_M = 43,452 \text{ [N/m]}$
$k_1 = 2,7475$	$k_2 = 1787,5833 \text{ [m}^{-1}]$

3.4.2.1 Relação entre o deslocamento do parafuso de aperto e o *gap* do laminador

Conforme descrito com maiores detalhes no Capítulo 2, ocorre uma deformação elástica no laminador durante o processo de laminação em virtude dos elevados esforços envolvidos nesse processo. Essa deformação faz com que a abertura dos cilindros “*gap*” seja diferente do deslocamento linear do parafuso de aperto.

A seguinte relação matemática pode ser definida:

$$y = h_1 - g \quad (3.47)$$

Sabe-se, ainda, que a equação da deformação elástica dos cilindros de laminação é dada por:

$$g = h_2 - \frac{P}{E_{LM}} \quad (3.48)$$

Substituindo a Equação 3.48 na Equação 3.47, obtemos a equação que determina o deslocamento real do parafuso de aperto:

$$y = h_1 - h_2 + \frac{P}{E_{LM}} \quad (3.49)$$

A resposta dinâmica dos sensores e os atrasos de transporte nas medições foram considerados rápidos ou pequenos o suficiente para poderem ser desprezados neste trabalho.

4 *Projeto do Controlador Gain Scheduling*

Neste capítulo, será apresentada a metodologia de projeto do controlador *Gain Scheduling* proposta, o projeto dos controladores para os subsistemas do laminador e o mecanismo de suavização da ação de controle desenvolvido.

Conforme é possível observar no Capítulo 1, na literatura científica até então, foram inexplorados de maneira formal tanto os métodos *Gain Scheduling* modernos quanto os clássicos no processo de laminação. Sendo assim, optou-se por desenvolver e sistematizar uma aplicação dessa técnica, baseando-se nos métodos clássicos de projeto devido, principalmente, à sua simplicidade e possibilidade de aproveitamento do conhecimento sobre controladores lineares amplamente difundidos na indústria, conforme descrito com maiores detalhes na Seção 1.2.

4.1 Estrutura do Controlador Utilizado

Na metodologia de controle proposta, os controladores *Gain Scheduling* utilizados terão como base a estrutura de um controlador linear por realimentação de estados, conforme mostrado na Figura 23, sendo que seus ganhos serão escalonados conforme o ponto de operação em cada sistema.

Essa estrutura de controlador foi escolhida para o projeto devido à maior facilidade de implementação computacional quando é desejado estabelecer o mesmo critério de desempenho em cada ponto de operação. A presença do integrador no ramo direto entre o comparador e a planta faz com que cada ponto de operação seja um ponto de equilíbrio do sistema, simplificando o projeto do controlador *Gain Scheduling* clássico, conforme será exposto na Subseção 4.1.1.

Como método de escalonamento, será adotado a interpolação linear dos ganhos dos

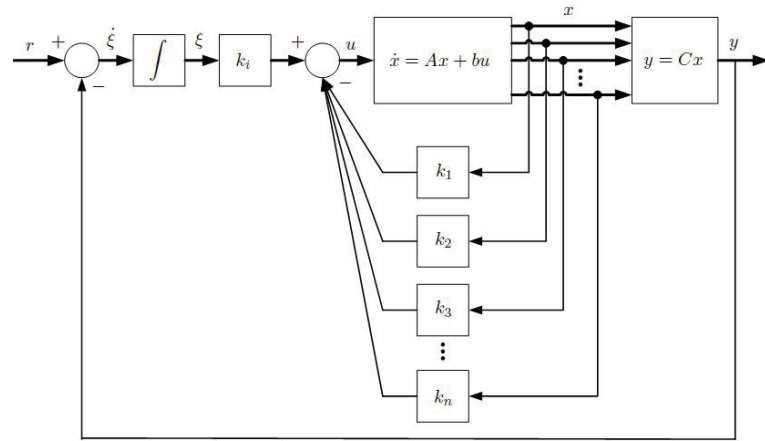


Figura 23: Estrutura do controlador “local” utilizada, onde os ganhos serão escalonados conforme o ponto de operação do sistema

controladores “locais” que serão sintonizados. A Figura 24 exemplifica como será feito o escalonamento utilizando um exemplo hipotético. Nesse caso, um ganho K do controlador foi determinado em 5 diferentes pontos de operação “X” que abrangem toda a faixa de operação do sistema e, ao final, o controlador global poderá assumir qualquer valor determinado pela curva obtida por interpolação linear desses pontos, conforme ocorrer a evolução do sistema durante sua operação.

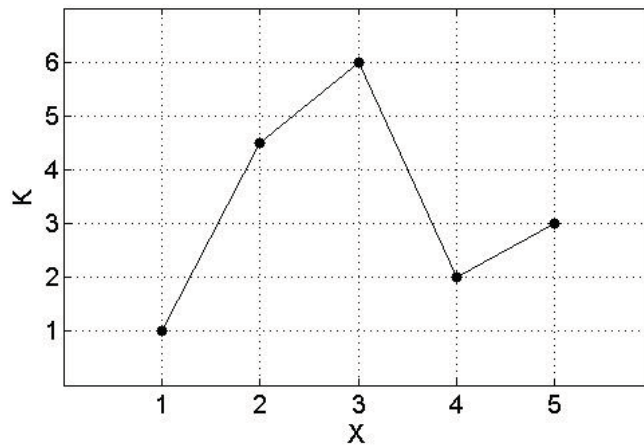


Figura 24: Exemplo de escalonamento de um ganho K por interpolação linear dos ganhos obtidos na sintonia de controladores “locais”

4.1.1 Linearização do sistema

O primeiro passo para o projeto do controlador *Gain Scheduling* é a linearização do modelo para que se possa sintonizar controladores lineares “locais” em diferentes pontos de operação do sistema. A linearização de um sistema é, basicamente, uma aproximação do

sistema não-linear em torno desses pontos de forma a levar à predição do comportamento do sistema na vizinhança dos pontos. É importante destacar que o comportamento global do sistema ou em regiões “afastadas” dos pontos de linearização não podem ser preditos pelo sistema linearizado.

Na forma clássica do projeto *Gain Scheduling*, utiliza-se, frequentemente, a linearização Jacobiana do sistema.

Considere o seguinte sistema:

$$\dot{\mathbf{x}} = f(\mathbf{x}) \quad (4.1)$$

Admitindo que f é uma função não-linear de classe C^1 , ou seja, é diferenciável uma vez, a linearização Jacobiana num ponto \mathbf{x}_0 é obtida expandindo a função f em série de Taylor até o termo da primeira derivada, conforme mostrado na Equação 4.2.

$$f(\mathbf{x}) = f(\mathbf{x}_0) + \left. \frac{\partial f}{\partial \mathbf{x}} \right|_{(\mathbf{x}=\mathbf{x}_0)} (\mathbf{x} - \mathbf{x}_0) + \xi(\mathbf{x}) \quad (4.2)$$

onde $\xi(\mathbf{x})$ é o erro de aproximação de \mathbf{x} .

Ou, fazendo a mudança de variável $\mathbf{y} = \mathbf{x} - \mathbf{x}_0$, temos:

$$f(\mathbf{x}_0 + \mathbf{y}) = f(\mathbf{x}_0) + \left. \frac{\partial f}{\partial \mathbf{x}} \right|_{(\mathbf{x}=\mathbf{x}_0)} \mathbf{y} + \xi(\mathbf{x}) \quad (4.3)$$

Caso a função f seja de múltiplas variáveis, é possível ainda reescrever a equação na forma matricial como segue:

$$f(\mathbf{x}_0 + \mathbf{y}) = f(\mathbf{x}_0) + \nabla f(\mathbf{x}_0)^T \mathbf{y} + \xi(\mathbf{x}) \quad (4.4)$$

onde:

$$\mathbf{x}_0 = \begin{bmatrix} x_{1o} \\ \vdots \\ x_{no} \end{bmatrix}; \quad \mathbf{y} = \begin{bmatrix} y_1 \\ \vdots \\ y_n \end{bmatrix}; \quad \nabla f(\mathbf{x}_0) = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x_1} f(x_0) \\ \vdots \\ \frac{\partial}{\partial x_n} f(x_0) \end{bmatrix}; \quad (4.5)$$

Quando a linearização se dá num ponto de equilíbrio e o erro de aproximação pode ser desprezado, isto é “ $\dot{\mathbf{x}} = f(\mathbf{x}_0) = 0$ ” e “ $\xi(\mathbf{x}) = 0$ ”, é possível observar que a Equação 4.4 é simplificada para a forma padrão utilizada em projetos de controladores lineares, tornando-se:

$$f(\mathbf{y}) = \nabla f|_{(\mathbf{x}_0=0)} \mathbf{y}, \text{ ou simplesmente: } f(\mathbf{y}) = \mathbf{F} \cdot \mathbf{y} \quad (4.6)$$

onde \mathbf{F} é a matriz Jacobiana de f avaliada no ponto de equilíbrio do sistema.

4.2 O Controlador Linear “Local”

Conforme descrito na Seção 4.1, o controlador escolhido como base para utilização neste projeto é o controlador por realimentação de estados com um integrador no ramo direto entre o comparador e a planta, apresentado na Figura 23. A presença desse integrador faz com que cada ponto de operação seja um ponto de equilíbrio do sistema simplificando o projeto do controlador *Gain Scheduling* clássico, concluído pela Equação 4.6 na Seção anterior.

Considere o sistema de controle apresentado abaixo:

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}\mathbf{x} + \mathbf{B}u \\ y = \mathbf{C}\mathbf{x} + Du \\ u = -\mathbf{k}\mathbf{x} + k_I\xi \\ \dot{\xi} = r - y = r - \mathbf{C}\mathbf{x} - Du \end{cases} \quad (4.7)$$

onde \mathbf{x} = vetor de estados

y = sinal de saída (escalar)

u = sinal de controle (escalar)

\mathbf{A} = matriz constante ($n \times n$)

\mathbf{B} = matriz constante ($n \times 1$)

\mathbf{C} = matriz constante ($1 \times n$)

D = constante (escalar)

ξ = saída do integrador (variável de estado do sistema, escalar)

r = sinal de referência (escalar)

\mathbf{k} = matriz de ganho de realimentação de estado ($1 \times n$)

Considerando a constante D nula e o sistema de estado completamente controlável, em [6] é provado que a matriz de ganho de realimentação de estado $\hat{\mathbf{k}}$, definida na Equação 4.8, pode ser determinada desde que o sistema definido na Equação 4.7 seja de estado completamente controlável. Nesse caso, os pólos do sistema são os autovalores da matriz

$[\hat{\mathbf{A}} - \hat{\mathbf{B}}\hat{\mathbf{k}}]$. As matrizes \mathbf{A} e \mathbf{B} reescritas da forma $\hat{\mathbf{A}}$ e $\hat{\mathbf{B}}$ conforme Equações 4.9 e 4.10, respectivamente, formam um sistema com posto igual a $n + 1$, logo continua sendo de estado completamente controlável.

$$\hat{\mathbf{k}} = [\mathbf{k} \quad \vdots \quad -k_I] \quad (4.8)$$

$$\hat{\mathbf{A}} = \begin{bmatrix} \mathbf{A} & \mathbf{B} \\ -\mathbf{C} & 0 \end{bmatrix} \quad (4.9)$$

$$\hat{\mathbf{B}} = \begin{bmatrix} \mathbf{B} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (4.10)$$

Apenas para exemplificação, um sistema de terceira ordem teria a seguinte matriz de ganho de realimentação de estado:

$$\hat{\mathbf{k}} = [k_1 \quad k_2 \quad k_3 \quad -k_I] \quad (4.11)$$

onde os valores k_1 , k_2 e k_3 seriam os ganhos de cada estado, respectivamente, e k_I o valor de ganho da integral do erro, conforme estrutura mostrada na Figura 23.

Assim, para confirmar que o sistema linearizado, em malha fechada, é de estado completamente controlável, basta verificar se a igualdade definida na Equação 4.12 é verdadeira, onde n é a ordem do sistema e M_c é a matriz de controlabilidade¹ do sistema. A mesma análise é válida para verificação da observabilidade² do sistema, ou seja, do posto da matriz M_o .

$$\text{posto} \left(M_c(\hat{\mathbf{A}}, \hat{\mathbf{B}}) \right) = n + 1 \quad (4.12)$$

Algumas observações precisam ser feitas em relação à metodologia apresentada: Caso nem todas as variáveis de estado possam estar disponíveis para medição ao utilizar esse controlador, ainda seria possível fazer uso de observadores de estado no processo. Além disso, o sistema foi projetado para propiciar rastreamento assintoticamente estável de referência para qualquer condição inicial de erro no caso de referências em formato degrau, o que é suficiente nas aplicações práticas em que o controlador será empregado. Caso seja

¹Matriz de controlabilidade de um sistema de ordem n : $M_c = [B \ AB \ \dots \ A^{n-1}B]$.

²Matriz de observabilidade de um sistema de ordem n : $M_o = [C \ CA \ \dots \ CA^{n-1}]^T$.

necessário realizar rastreamento com erro nulo para referências em formato rampa, por exemplo, a solução é modificar a estrutura do modelo base do controlador para incorporar um segundo integrador. Essa solução chegou a ser testada durante o desenvolvimento desta tese e o controlador apresentou erro em estado estacionário nulo ao rastrear referências em formato rampa. O inconveniente é que a ordem do sistema em malha fechada aumenta, consequentemente o sistema fica mais oscilatório durante o período transitório. Devido a esse inconveniente e pela primeira topologia ter atendido os requisitos práticos da laminação, optou-se por não trabalhar aqui com topologia de duplo integrador.

4.2.1 Método de sintonia

Neste trabalho, o método dos Reguladores Quadráticos Ótimos foi utilizado na sintonia dos controladores “locais”. Uma vantagem desse método sobre o método da alocação de pólos é que o primeiro fornece um modo sistemático de cálculo da matriz de ganho de controle por realimentação de estado. Dessa forma, é possível sintonizar os controladores para alcançar o mesmo desempenho de controle desejado em cada ponto de linearização do processo.

Esse método é baseado na minimização do índice de desempenho J , mostrado na Equação 4.13.

$$J = \int_0^{\infty} (\mathbf{x}'\mathbf{Q}\mathbf{x} + \mathbf{u}'\mathbf{R}\mathbf{u}) dt \quad (4.13)$$

\mathbf{Q} é uma matriz Hermitiana definida positiva, ou semidefinida positiva, ou real simétrica e \mathbf{R} é uma matriz Hermitiana definida positiva ou real simétrica. Essas matrizes estão relacionadas com a importância relativa do erro e do consumo de energia do sinal de controle, logo a escolha de seus valores deve ocorrer de acordo com o desempenho de controle desejado.

A matriz de ganhos ótimos \mathbf{k} é dada pela Equação 4.14. Para encontrar essa matriz, deverá existir uma matriz \mathbf{P} Hermitiana definida positiva ou simétrica real que satisfaça a Equação 4.15, denominada equação matricial reduzida de Ricatti. Ogata [6] mostra que, se o sistema for controlável e observável e as matrizes \mathbf{Q} e \mathbf{R} forem definidas positiva, sempre existirá uma matriz \mathbf{P} definida positiva que satisfaz essa equação.

$$\mathbf{k} = \mathbf{R}^{-1}\mathbf{B}'\mathbf{P} \quad (4.14)$$

$$\tilde{\mathbf{A}}'\mathbf{P} + \mathbf{P}\tilde{\mathbf{A}} - \mathbf{P}\tilde{\mathbf{B}}\mathbf{R}^{-1}\tilde{\mathbf{B}}'\mathbf{P} + \mathbf{Q} = \mathbf{0} \quad (4.15)$$

Assim, a lei de controle ótimo é linear e torna-se:

$$\mathbf{u}(\mathbf{t}) = -\mathbf{k}\mathbf{x}(\mathbf{t}) = -\mathbf{R}^{-1}\tilde{\mathbf{B}}'\mathbf{P}\mathbf{x}(\mathbf{t}) \quad (4.16)$$

Devido à existência do integrador na estrutura do controlador, visto na Figura 23, as transformações mostradas nas Equações 4.9 e 4.10 necessitam ser realizadas para aplicação do método. Ressalta-se que esse novo sistema também é do tipo completamente controlável, pois possui posto igual a $n + 1$ que é igual à ordem do sistema. Assim, a matriz de ganhos ótimos do controlador apresenta a estrutura mostrada na Equação 4.11.

4.3 Controle da Bobinadeira

Tendo em vista as não-linearidades desse sistema, o projeto do controlador *Gain Scheduling* requer a sintonização de controladores lineares em diferentes pontos de operação. No presente caso, essa tarefa foi realizada linearizando o modelo para cada volta da tira na bobina e sintonizando o controlador correspondente.

Assim, considerando uma bobina de 90cm de diâmetro, ou seja, com 200 voltas da tira na bobina, são obtidos 200 modelos linearizados. Vale ressaltar que a linearização do sistema para cada volta implicou na utilização do parâmetro $r(t)$ como variável de escalonamento. Uma vez que a espessura da tira é relativamente pequena, o raio da bobina permanece aproximadamente constante a cada volta. Dessa forma, esse parâmetro “captura bem” as não-linearidades do sistema e varia lentamente, respeitando, assim, as duas premissas básicas para o projeto de controladores *Gain Scheduling*, apresentadas no Capítulo 1. A linearização do modelo matemático da bobinadeira foi realizada substituindo a Equação 3.5 pelo valor correspondente a “ $r(t) = n_{\text{voltas}} \cdot e$ ”.

Ao realizar essa substituição e reescrever o sistema na forma matricial, obtemos o resultado mostrado na Equação 4.17, que deriva os modelos lineares para cada volta da tira na bobina. Nesse modelo, os estados são $X_1 = v_2$, $X_2 = \dot{v}_2$, a ação de controle u é a tensão aplicada no motor e y é a saída do sistema.

$$\left\{ \begin{array}{l} \begin{bmatrix} \dot{X}_1 \\ \dot{X}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -\frac{\%_{1B}}{\%_{2B}} & -\frac{\%_{3B}}{\%_{4B}} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} X_1 \\ X_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ \frac{nK_tr_2+nK_tr(t)}{\%_{5B}} \end{bmatrix} \cdot u \\ y = \begin{bmatrix} 1 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} X_1 \\ X_2 \end{bmatrix} + [0] \cdot u \end{array} \right. \quad (4.17)$$

Onde:

$$\%_{1B} = R_a B n^2 + K_v n^2 K_t \quad (4.18)$$

$$\begin{aligned} \%_{2B} = & (L_a((m + 2\rho d\pi r_2 r(t) + \rho d\pi r(t)^2)r_1^2 + J_1 n^2 + m r_2^2 + m r(t)^2 \\ & + 2m r_2 r(t) + 2\rho d\pi r_2^3 r(t) + 5\rho d\pi r_2^2 r(t)^2 \\ & + 4\rho d\pi r_2 r(t)^3 + \rho d\pi r(t)^4)) \end{aligned} \quad (4.19)$$

$$\begin{aligned} \%_{3B} = & ((2R_a \rho d\pi r_2 r(t) + R_a \rho d\pi r(t)^2 + R_a m)r_1^2 + L_a B n^2 \\ & + R_a m r(t)^2 + 2R_a m r_2 r(t) + 2R_a \rho d\pi r_2^3 r(t) + R_a m r_2^2 \\ & + R_a J_1 n^2 + R_a \rho d\pi r(t)^4 + 5R_a \rho d\pi r_2^2 r(t)^2 \\ & + 4R_a \rho d\pi r_2 r(t)^3) \end{aligned} \quad (4.20)$$

$$\begin{aligned} \%_{4B} = & (L_a((m + 2\rho d\pi r_2 r(t) + \rho d\pi r(t)^2)r_1^2 + J_1 n^2 + m r_2^2 + m r(t)^2 \\ & + 2m r_2 r(t) + 2\rho d\pi r_2^3 r(t) + 5\rho d\pi r_2^2 r(t)^2 \\ & + 4\rho d\pi r_2 r(t)^3 + \rho d\pi r(t)^4)) \end{aligned} \quad (4.21)$$

$$\begin{aligned} \%_{5B} = & (L_a((m + 2\rho d\pi r_2 r(t) + \rho d\pi r(t)^2)r_1^2 + J_1 n^2 + m r_2^2 + m r(t)^2 \\ & + 2m r_2 r(t) + 2\rho d\pi r_2^3 r(t) + 5\rho d\pi r_2^2 r(t)^2 \\ & + 4\rho d\pi r_2 r(t)^3 + \rho d\pi r(t)^4)) \end{aligned} \quad (4.22)$$

Ao montar a matriz de controlabilidade M_c do sistema, obtemos:

$$M_c = \begin{bmatrix} 0 & \frac{nK_tr(t)+nK_tr_2}{L_a \%_{6B}} \\ \frac{nK_tr(t)+nK_tr_2}{L_a \%_{6B}} & \frac{\%_{7B}}{L_a^2 \%_{6B}^2} \end{bmatrix} \quad (4.23)$$

Nesse caso:

$$\begin{aligned} \%_{6_B} = & (m + 2\rho d\pi r_2 r(t) + \rho d\pi r(t)^2)r_1^2 + 5\rho d\pi r_2^2 r(t)^2 \\ & + 2mr_2 r(t) + mr_2^2 + mr(t)^2 + \rho d\pi r(t)^4 + J_1 n^2 \\ & + 2\rho d\pi r_2^3 r(t) + 4\rho d\pi r_2 r(t)^3 \end{aligned} \quad (4.24)$$

$$\begin{aligned} \%_{7_B} = & ((2R_a \rho d\pi r_2 r(t) + R_a \rho d\pi r(t)^2 + R_a m)r_1^2 + L_a B n^2 \\ & + R_a m r(t)^2 + 2R_a m r_2 r(t) + 2R_a \rho d\pi r_2^3 r(t) + R_a m r_2^2 \\ & + R_a J_1 n^2 + R_a \rho d\pi r(t)^4 + 5R_a \rho d\pi r_2^2 r(t)^2 \\ & + 4R_a \rho d\pi r_2 r(t)^3)(-nK_t r(t) - nK(t)r_2) \end{aligned} \quad (4.25)$$

Verifica-se que o posto da matriz M_c é 2, número da ordem do sistema, logo o sistema linearizado é controlável.

A Equação 4.26 mostra o determinante da matriz de controlabilidade, onde se verifica que ele é não-nulo, uma vez que $r(t) \geq 0$.

$$\text{Det}(M_c) = -\frac{(-nK_t r(t) - nK_t r_2)^2}{\%_{8_B}} \quad (4.26)$$

onde:

$$\begin{aligned} \%_{8_B} = & (L_a^2((m + 2\rho d\pi r_2 r(t) + \rho d\pi r(t)^2)r_1^2 \\ & + J_1 n^2 + mr_2^2 + mr(t)^2 + 2mr_2 r(t) + 2\rho d\pi r_2^3 r(t) \\ & + 5\rho d\pi r_2^2 r(t)^2 + 4\rho d\pi r_2 r(t)^3 + \rho d\pi r(t)^4)^2) \end{aligned} \quad (4.27)$$

Ressalta-se, ainda, que não é possível afirmar que o sistema é estável globalmente a partir da verificação das estabilidades locais. Infere-se a estabilidade global apenas pelas simulações extensivas que foram realizadas nesse processo.

A matriz de observabilidade do sistema também é montada e observa-se o resultado mostrado na Equação 4.28:

$$M_o = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4.28)$$

O determinante dessa matriz é 1 e seu posto igual a 2, número da ordem do sistema, logo o sistema linearizado é observável independentemente de $r(t)$.

As Equações 4.29, 4.30 e 4.31 mostram, para exemplificar, o modelo da bobinadeira linearizado nas voltas N^o 1, N^o 100 e N^o 200, respectivamente. É importante ressaltar que essas equações apresentam maiores variações quando são bobinadas tiras de espessuras maiores. V_{ta} é a tensão de alimentação do motor e $v_2(t)$ é a velocidade tangencial da tira.

$$V_{ta} = 99,4161 \cdot v_2(t) + 1,2709 \cdot \dot{v}_2(t) + 0,0057 \cdot \ddot{v}_2(t) \quad (4.29)$$

$$V_{ta} = 71,2955 \cdot v_2(t) + 1,5431 \cdot \dot{v}_2(t) + 0,0088 \cdot \ddot{v}_2(t) \quad (4.30)$$

$$V_{ta} = 55,4521 \cdot v_2(t) + 2,3909 \cdot \dot{v}_2(t) + 0,0157 \cdot \ddot{v}_2(t) \quad (4.31)$$

A Figura 25 apresenta o esquema de controlador linear “local” utilizado na bobinadeira, onde os estados são $x_1 = v_2$, $x_2 = \dot{v}_2$ e a ação de controle u é a tensão aplicada no motor, V_{ta} .

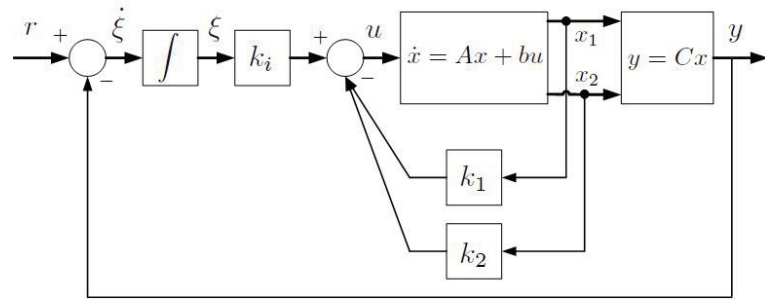


Figura 25: Estrutura do controlador utilizado na bobinadeira

Para exemplificar os passos do projeto, a Equação 4.32 mostra o modelo da bobinadeira linearizado para a volta N^o 100:

$$\begin{cases} \begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -8,1323 \cdot 10^3 & -176,0106 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 114,0650 \end{bmatrix} \cdot u \\ y = \begin{bmatrix} 1 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix} + [0] \cdot u \end{cases} \quad (4.32)$$

Pela verificação da igualdade apresentada na Equação 4.12, verifica-se que o sistema linearizado para a volta N^o 100 é de estado completamente controlável, conforme esperado.

Para fechar a malha de controle utilizando método de sintonia apresentado na Seção 4.2.1, foram escolhidas as matrizes **R** e **Q**, mostradas nas Equações 4.33 e 4.34, respectivamente. Esses valores foram escolhidos de forma a obter resultados de controle rápidos, com ação de controle razoável.

$$\mathbf{R} = [0,1] \quad (4.33)$$

$$\mathbf{Q} = \begin{bmatrix} 1,3 \times 10^{-2} & 0 & 0 \\ 0 & 5 \times 10^{-2} & 0 \\ 0 & 0 & 3,2 \times 10^6 \end{bmatrix} \quad (4.34)$$

Essas mesmas matrizes foram utilizadas para sintonizar todos controladores lineares “locais” desse sistema. Posteriormente, os ganhos de realimentação de estados dos modelos foram interpolados linearmente, de forma que a equação global do controle *Gain Scheduling* para esse sistema tornou-se:

$$u = -\mathbf{k}(r(t)) \mathbf{x} + K_I(r(t)) \xi \quad (4.35)$$

No caso exemplificado (Equação 4.32), os ganhos encontrados foram:

$$\begin{aligned} k_1 &= 100,3265 \\ k_2 &= 0,6110 \\ k_i &= 5,6569 \cdot 10^3 \end{aligned} \quad (4.36)$$

É importante observar que estes poderiam ser menores se uma resposta de controle mais lenta fosse admitida. Nesse caso, bastaria diminuir os coeficientes das matrizes \mathbf{Q} e \mathbf{R} do método de sintonia utilizado, como será demonstrado no capítulo seguinte.

4.4 Controle da Desbobinadeira

Tendo em vista as não-linearidades desse sistema, o projeto do controlador *Gain Scheduling* da desbobinadeira também requer a sintonização de controladores lineares em diferentes pontos de operação. Nesse caso, essa tarefa também foi realizada linearizando o modelo para cada volta da tira na bobina e sintonizando o controlador correspondente.

Assim, considerando uma bobina de 90cm de diâmetro, ou seja, com 185 voltas da tira na bobina, são obtidos 185 modelos linearizados. A linearização do sistema para cada volta implicou na utilização do parâmetro $r(t)$ como variável de escalonamento. Verificou-se que esse parâmetro “captura bem” as não-linearidades da desbobinadeira e varia lentamente, respeitando as duas premissas básicas para o projeto de controladores

Gain Scheduling. A linearização do modelo matemático da desbobinadeira foi realizada substituindo a Equação 3.13 pelo valor correspondente a “ $r(t) = r_0 - n_{voltas} \cdot e$ ”.

Uma vez que a dinâmica da desbobinadeira é semelhante à dinâmica da bobinadeira, a forma literal do sistema linearizado ficou idêntica à Equação 4.17 onde, nesse caso, os valores das constantes devem estar conforme a Tabela 3, ou seja, referente à desbobinadeira. Diante do exposto, o mesmo resultado se aplica à matriz de controlabilidade M_c e de observabilidade M_o da desbobinadeira (Equações 4.23 e 4.28), onde se verifica que esse sistema também é controlável e observável independentemente do ponto de linearização.

As Equações 4.37, 4.38 e 4.39 mostram, para exemplificar, o modelo da desbobinadeira linearizado nas voltas N^o 1, N^o 100 e N^o 185, respectivamente. V_{ta} é a tensão de alimentação do motor e $v_2(t)$ é a velocidade tangencial da tira.

$$V_{ta} = 28,7258 \cdot v_2(t) + 13,2688 \cdot \dot{v}_2(t) + 0,1190 \cdot \ddot{v}_2(t) \quad (4.37)$$

$$V_{ta} = 46,4161 \cdot v_2(t) + 3,5023 \cdot \dot{v}_2(t) + 0,0292 \cdot \ddot{v}_2(t) \quad (4.38)$$

$$V_{ta} = 98,4949 \cdot v_2(t) + 1,3524 \cdot \dot{v}_2(t) + 0,0067 \cdot \ddot{v}_2(t) \quad (4.39)$$

A estrutura do controlador linear “local” utilizado é a mesma da bobinadeira, apresentado na Figura 25.

Para exemplificar os passos do projeto, a Equação 4.40 mostra o modelo da desbobinadeira linearizado para a volta N^o 100:

$$\begin{cases} \begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -1,5891 \cdot 10^3 & -119,9055 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 34,2364 \end{bmatrix} \cdot u \\ y = \begin{bmatrix} 1 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix} + [0] \cdot u \end{cases} \quad (4.40)$$

Nesse modelo, os estados são $x_1 = v_2$, $x_2 = \dot{v}_2$, a ação de controle u é a tensão aplicada no motor e y é a saída do sistema.

Desenvolvendo a igualdade apresentada na Equação 4.12, verifica-se que o sistema linearizado para a volta N^o 100 é de estado completamente controlável, conforme desejado.

Para fechar a malha de controle utilizando método de sintonia apresentado na Seção 4.2.1, foram escolhidas as matrizes \mathbf{R} e \mathbf{Q} , mostradas nas Equações 4.41 e 4.42, respectivamente. Esses valores foram escolhidos de forma a obter resultados de controle rápidos, com ação de controle razoável.

$$\mathbf{R} = [0,1] \quad (4.41)$$

$$\mathbf{Q} = \begin{bmatrix} 1,02 \times 10^5 & 0 & 0 \\ 0 & 4 & 0 \\ 0 & 0 & 16,66 \times 10^7 \end{bmatrix} \quad (4.42)$$

Essas mesmas matrizes foram utilizadas para sintonizar todos controladores lineares “locais” desse sistema. Posteriormente, os ganhos de realimentação de estados dos modelos foram interpolados linearmente, de forma que a equação global do controle *Gain Scheduling* para esse sistema tornou-se:

$$u = -\mathbf{k}(r(t)) \mathbf{x} + K_I(r(t)) \xi \quad (4.43)$$

No caso exemplificado (Equação 4.40), os ganhos encontrados foram:

$$\begin{aligned} k_1 &= 1132,7 \\ k_2 &= 7,9558 \\ k_i &= 4,0817 \cdot 10^4 \end{aligned} \quad (4.44)$$

É importante observar que estes poderiam ser menores se uma resposta de controle mais lenta fosse admitida. Nesse caso, bastaria diminuir os coeficientes das matrizes \mathbf{Q} e \mathbf{R} do método de sintonia utilizado.

4.5 Controle do Tensionador

Conforme modelagem matemática realizada na subseção 3.3, esse subsistema também é não-linear, logo o projeto do controlador *Gain Scheduling* requer a sintonização de controladores lineares em diferentes pontos de operação. No presente caso, essa tarefa foi realizada linearizando o modelo em diferentes posições do tensionador e sintonizando o controlador correspondente.

Assim, considerando que o *looper* pode admitir, para fins de controle, pontos de operação mínimo e máximo distantes 40cm, e linearizando o modelo para posições distantes 1cm entre elas, obtiveram-se 40 modelos linearizados. Vale ressaltar que a linearização do sistema, em diferentes posições, implicou na utilização do parâmetro y , ou posição vertical do *looper*, como variável de escalonamento. É uma vez que o ângulo da tira

com a horizontal varia lentamente com o aumento de y e essa variável “captura bem” as não-linearidades do sistema, são respeitadas as duas premissas básicas para o projeto de controladores *Gain Scheduling*, apresentadas no Capítulo 1. A linearização do modelo matemático do tensionador foi realizada utilizando a linearização Jacobiana da Equação 3.28 e, posteriormente, representando os sistemas encontrados no Espaço de Estados.

Ao linearizar essa equação e reescrevê-la na forma matricial, obtemos o resultado mostrado na Equação 4.45, que deriva o modelo linear para cada posição da haste do tensionador.

$$\left\{ \begin{array}{l} \begin{bmatrix} \dot{X}_1 \\ \dot{X}_2 \\ \dot{X}_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ -\frac{\%_{1L}}{\%_{2L}} & -\frac{\%_{3L}}{\%_{4L}} & -\frac{L_a B + R_a J}{L_a J} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} X_1 \\ X_2 \\ X_3 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \frac{K_t}{L_a J} \end{bmatrix} \cdot u \\ y = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} X_1 \\ X_2 \\ X_3 \end{bmatrix} + [0] \cdot u \end{array} \right. \quad (4.45)$$

Onde:

$$\begin{aligned} \%_{1L} = 2r^2 Ewh \left(- \left(r^2 X_1^2 + L_0^2 \right)^{5/2} R_a + R_a L_0^5 \right. \\ \left. + R_a r^2 X_1^2 L_0^3 - 3X_1 L_a r^2 X_2 L_0^3 \right) \end{aligned} \quad (4.46)$$

$$\%_{2L} = L_a J L_0 \left(r^2 X_1^2 + L_0^2 \right)^{5/2} \quad (4.47)$$

$$\begin{aligned} \%_{3L} = -K_v L_0 \left(r^2 X_1^2 + L_0^2 \right)^{3/2} K_t - 2L_a Ewh r^2 \left(r^2 X_1^2 + L_0^2 \right)^{3/2} \\ + 2L_a Ewh r^2 L_0^3 - R_a \left(r^2 X_1^2 + L_0^2 \right)^{3/2} B L_0 \end{aligned} \quad (4.48)$$

$$\%_{4L} = L_a J L_0 \left(r^2 X_1^2 + L_0^2 \right)^{3/2} \quad (4.49)$$

Nesse sistema, o sinal de controle u é a tensão aplicada no motor V_{ta} e a saída do sistema é a posição da haste do tensionador refletida no ângulo de giro do motor θ , conforme mostrado na Equação 3.27, sendo: $X_1 = \theta$, $X_2 = \dot{\theta}$ e $X_3 = \ddot{\theta}$.

Ao montar a matriz de controlabilidade M_c do sistema, obtemos:

$$M_c = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \frac{K_t}{L_a J} \\ 0 & \frac{K_t}{L_a J} & \frac{-K_t L_a B - K_t R_a J}{L_a^2 J^2} \\ \frac{K_t}{L_a J} & \frac{-K_t L_a B - K_t R_a J}{L_a^2 J^2} & \frac{\%_{5L}}{L_0 (r^2 X_1^2 + L_0^2)^{3/2} J^3 L_a^3} \end{bmatrix} \quad (4.50)$$

$$\begin{aligned} \%_{5L} = & -L_a J K_v L_0 (r^2 X_1^2 + L_0^2)^{3/2} K_t^2 - 2K_t r^2 L_a^2 J E w h (r^2 X_1^2 + L_0^2)^{3/2} \\ & + K_t L_0 (r^2 X_1^2 + L_0^2)^{3/2} L_a^2 B^2 + K_t L_0 (r^2 X_1^2 + L_0^2)^{3/2} R_a^2 J^2 \\ & + 2K_t L_a^2 J E w h r^2 L_0^3 + K_t L_a J R_a (r^2 X_1^2 + L_0^2)^{3/2} B L_0 \end{aligned} \quad (4.51)$$

Verifica-se também que o posto dessa matriz é 3, n° da ordem do sistema, independentemente da posição da haste do laminador. Logo, trata-se de um sistema controlável em todos os estados.

A Equação 4.52 mostra o determinante da matriz de controlabilidade, onde se verifica que este é não-nulo independentemente da posição da haste do laminador.

$$\text{Det}(M_c) = -\frac{K_T^3}{L_a^3 J^3} \quad (4.52)$$

Ressalta-se, ainda, que não é possível afirmar que o sistema é estável globalmente a partir da verificação das estabilidades locais. Infere-se a estabilidade global apenas pelas simulações extensivas que foram realizadas neste processo.

A matriz de observabilidade do sistema também é montada e obtém-se o resultado mostrado na Equação 4.53:

$$M_o = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4.53)$$

O determinante dessa matriz é 1 e seu posto igual a 3, número da ordem do sistema. Logo, todos os estados do sistema linearizado são observáveis, independentemente da posição da haste do tensionador.

As Equações 4.54, 4.55, 4.56 e 4.57 mostram, para exemplificar, o modelo do tensionador linearizado para as posições N° 1, N° 20, N° 30 e N° 40, respectivamente. Ressalta-se que essas equações apresentam maiores variações quando a distância entre as cadeiras de laminação são menores.

$$V_{ta} = 0,5165 \cdot \theta(t) + 46,5787 \cdot \dot{\theta}(t) + 0,1524 \cdot \ddot{\theta}(t) + 0,038 \cdot \dddot{\theta}(t) \quad (4.54)$$

$$V_{ta} = 189,6826 \cdot \theta(t) + 93,6970 \cdot \dot{\theta}(t) + 0,1524 \cdot \ddot{\theta}(t) + 0,038 \cdot \dddot{\theta}(t) \quad (4.55)$$

$$V_{ta} = 386,6535 \cdot \theta(t) + 142,7593 \cdot \dot{\theta}(t) + 0,1524 \cdot \ddot{\theta}(t) + 0,038 \cdot \dddot{\theta}(t) \quad (4.56)$$

$$V_{ta} = 606,4497 \cdot \theta(t) + 197,5071 \cdot \dot{\theta}(t) + 0,1524 \cdot \ddot{\theta}(t) + 0,038 \cdot \dddot{\theta}(t) \quad (4.57)$$

Ressalta-se, ainda, conforme foi mostrado na modelagem do sistema, que cada posição da haste do *looper* corresponde a uma força aplicada na tira. Assim, ao controlar a posição do *looper*, está sendo controlada indiretamente a tensão σ na tira, considerando que a área de sua seção transversal A é constante.

A Figura 26 apresenta o esquema dos controladores lineares “locais” utilizados, onde os estados são $x_1 = y$, $x_2 = \dot{y}$, $x_3 = \ddot{y}$ e a ação de controle u é a tensão aplicada no motor.

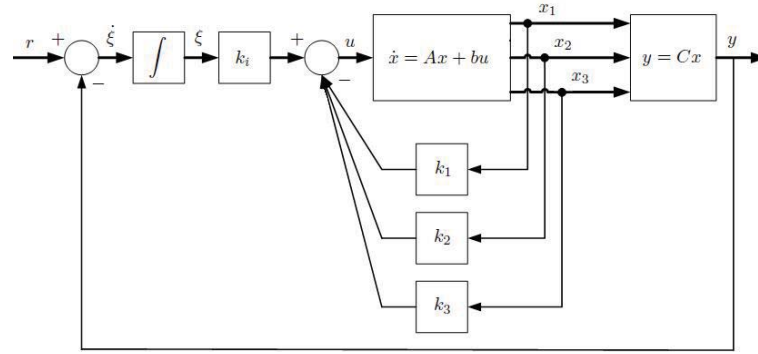


Figura 26: Estrutura dos controladores “locais” utilizada no tensionador

Para exemplificar os passos do projeto, a Equação 4.58 mostra o modelo do tensionador linearizado para a posição N^o 30:

$$\left\{ \begin{array}{l} \begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{x}_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ -1,0186 \cdot 10^4 & -3,7608 \cdot 10^3 & -4,0147 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 26,3435 \end{bmatrix} \cdot u \\ y = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \end{bmatrix} + [0] \cdot u \end{array} \right. \quad (4.58)$$

Verificando a matriz de controlabilidade dessa equação, nota-se que ela possui posto igual à ordem do sistema. Logo o sistema linearizado para a posição N^o 30 é de estado

completamente controlável, conforme esperado.

Para fechar a malha de controle utilizando método de sintonia apresentado na Seção 4.2.1, foram escolhidas as matrizes \mathbf{R} e \mathbf{Q} , mostradas nas Equações 4.59 e 4.60, respectivamente. Esses valores foram escolhidos de forma a obter resultados de controle rápidos, com ação de controle razoável.

$$\mathbf{R} = [0,1] \quad (4.59)$$

$$\mathbf{Q} = \begin{bmatrix} 24 \times 10^5 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1900 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1.3 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 945 \times 10^6 \end{bmatrix} \quad (4.60)$$

Essas mesmas matrizes foram utilizadas para sintonizar todos controladores lineares “locais” desse sistema. Posteriormente, os ganhos de realimentação de estados dos modelos foram interpolados linearmente, de forma que a equação global do controle *Gain Scheduling* para esse sistema tornou-se:

$$u = -\mathbf{k}(y(\theta)) \mathbf{x} + K_I(y(\theta)) \xi \quad (4.61)$$

No caso exemplificado (Equação 4.58), os ganhos encontrados foram:

$$\begin{aligned} k_1 &= 9,4720 \cdot 10^3 \\ k_2 &= 232,9314 \\ k_3 &= 5,3890 \\ k_i &= 9,7211 \cdot 10^4 \end{aligned} \quad (4.62)$$

Também é importante observar que estes poderiam ser menores se uma resposta de controle mais lenta fosse admitida. Nesse caso, bastaria diminuir os coeficientes das matrizes \mathbf{Q} e \mathbf{R} do método de sintonia utilizado.

4.6 Controle da Cadeira de Laminação

Tendo em vista a não linearidade do modelo desse sistema, apresentado na Seção 3.4 onde se verificou que a carga de laminação não modifica a resposta dinâmica do sistema linearizado, mas que o mecanismo de ajuste do *gap* apresenta dinâmicas diferentes conforme

o movimento dos cilindros seja de subida ou de descida, torna-se necessário sintonizar, pelo menos, um controlador linear para cada sentido de movimento e, ao final, associá-los em um único controlador, implementando, assim, a técnica *Gain Scheduling*.

Considerando então um controlador para o movimento de subida e outro para o movimento de descida, a variável de escalonamento deverá estar relacionada com o sentido de giro do motor. Optou-se por adotar, como variável de escalonamento, a derivada temporal do ângulo de giro do motor $d\theta/dt$, pois ela pode indicar perfeitamente seu sentido de giro. Esse é um parâmetro que “captura bem” a não-linearidade do sistema e varia lentamente devido a limitações mecânicas do sistema, respeitando, assim, as premissas básicas para o projeto de controladores *Gain Scheduling* clássicos.

Reescrevendo o modelo matemático apresentado na Equação 3.42, na forma matricial, obtemos o resultado mostrado na Equação 4.63 que deriva o modelo linear para cada sentido de movimento ao adotarmos um valor fixo de C , correspondente a cada caso.

$$\left\{ \begin{array}{l} \begin{bmatrix} \dot{X}_1 \\ \dot{X}_2 \\ \dot{X}_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ -F_1(C) & -F_2(C) & -F_3(C) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} X_1 \\ X_2 \\ X_3 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ F_4(C) \end{bmatrix} \cdot u \\ y = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} X_1 \\ X_2 \\ X_3 \end{bmatrix} + [0] \cdot u \end{array} \right. \quad (4.63)$$

Nesse sistema, o sinal de controle u é a tensão aplicada no motor V_{ta} e a saída do sistema y é a posição angular do eixo do motor θ , sendo: $X_1 = \theta$, $X_2 = \dot{\theta}$ e $X_3 = \ddot{\theta}$. Lembrando, ainda, que a relação entre θ e o deslocamento vertical y do parafuso de aperto é dado pela Equação 3.36 e, conforme o movimento do parafuso seja de subida ou de descida, a constante C assume valores diferentes determinados pela Equação 3.40. As funções $F_1(C)$, $F_2(C)$, $F_3(C)$ e $F_4(C)$ são dadas pelas Equações 3.43, 3.44, 3.45 e 3.46, respectivamente.

Ao montar a matriz de controlabilidade M_c do sistema, obtemos:

$$M_c = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \frac{k_1 k_2 k_t}{L_a \%_{1g}} \\ 0 & \frac{k_1 k_2 k_t}{L_a \%_{1g}} & \frac{-k_1 k_2 k_t \%_{2g}}{L_a^2 \%_{1g}^2} \\ \frac{k_1 k_2 k_t}{L_a \%_{1g}} & \frac{-k_1 k_2 k_t \%_{2g}}{L_a^2 \%_{1g}^2} & \left(\frac{-k_v k_1 k_2 k_t + L_a C k_m + R_a f_4 k_1 k_2 + R_a C f}{L_a \%_{1g}} + \frac{\%_{2g}^2}{L_a^2 \%_{1g}^2} \right) \frac{k_1 k_2 k_t}{L_a \%_{1g}} \end{bmatrix} \quad (4.64)$$

onde:

$$\%_{1g} = J_1 k_1 k_2 + J_2 k_1 k_2 + J_3 k_1 k_2 + Cm \quad (4.65)$$

$$\%_{2g} = L_a f_4 k_1 k_2 + L_a C f + R_a k_1 k_2 J_1 + R_a k_1 k_2 J_2 + R_a k_1 k_2 J_3 + R_a C m \quad (4.66)$$

Verifica-se que o posto dessa matriz é 3, n° da ordem do sistema, independentemente do valor de C . Logo, trata-se de um sistema controlável em todos os estados tanto no movimento de subida, quanto no movimento de descida.

A Equação 4.67 mostra o determinante da matriz de controlabilidade, onde se verifica que este é não-nulo independentemente do sentido do movimento do cilindro, ou seja, independentemente do valor de C .

$$\text{Det}(M_c) = \frac{-k_1^3 \cdot k_2^3 \cdot k_t^3}{L_a^3 \cdot (J_1 k_1 k_2 + J_2 k_1 k_2 + J_3 k_1 k_2 + C \cdot m)^3} \quad (4.67)$$

Ressalta-se, ainda, que não é possível afirmar que o sistema é estável globalmente a partir da verificação das estabilidades locais. Infere-se a estabilidade global apenas pelas simulações extensivas que foram realizadas nesse processo.

A matriz de observabilidade do sistema também é montada e obtém-se o resultado mostrado na Equação 4.68:

$$M_o = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4.68)$$

O determinante dessa matriz é 1 e seu posto igual a 3, número da ordem do sistema. Logo, todos os estados do sistema linearizado são observáveis, independentemente do sentido do movimento.

As Equações 4.69 e 4.70 apresentam, numericamente, os modelos do sistema de ajuste de *gap* para os movimentos de subida e de descida do parafuso, respectivamente.

$$V_{ta} = 19,9835 \cdot \theta(t) + 1,9186 \cdot \dot{\theta}(t) + 0,0248 \cdot \ddot{\theta}(t) + 1,9934 \cdot 10^{-4} \cdot \ddot{\theta}(t) \quad (4.69)$$

$$V_{ta} = 49,2814 \cdot \theta(t) + 2,1588 \cdot \dot{\theta}(t) + 0,0248 \cdot \ddot{\theta}(t) + 1,9936 \cdot 10^{-4} \cdot \ddot{\theta}(t) \quad (4.70)$$

Na forma matricial, a Equação 4.71 exemplifica, numericamente, como fica o modelo do sistema de ajuste de *gap* para o movimento de descida do parafuso.

$$\left\{ \begin{array}{l} \begin{bmatrix} \dot{X}_1 \\ \dot{X}_2 \\ \dot{X}_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ -2,4720 \cdot 10^5 & -1,0829 \cdot 10^4 & -124,5243 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} X_1 \\ X_2 \\ X_3 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 5,0160 \cdot 10^3 \end{bmatrix} \cdot u \\ y = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} X_1 \\ X_2 \\ X_3 \end{bmatrix} + [0] \cdot u \end{array} \right. \quad (4.71)$$

A estrutura do controlador linear “local” utilizado é a mesma utilizada no tensionador, mostrada na Figura 26.

Desenvolvendo a igualdade apresentada na Equação 4.12, verifica-se, numericamente, que os modelos para os movimentos de descida e de subida do parafuso realmente são de estado completamente controlável, conforme esperado.

Para fechar a malha de controle conforme método de sintonia apresentado na Seção 4.2.1, foram escolhidas as matrizes **R** e **Q**, mostradas nas Equações 4.72 e 4.73. Esses valores foram escolhidos de forma a obter resultados de controle rápidos, com ação de controle razoável.

$$\mathbf{R} = [0,1] \quad (4.72)$$

$$\mathbf{Q} = \begin{bmatrix} 8 \times 10^4 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 8 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 2 \times 10^{-4} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 33 \times 10^7 \end{bmatrix} \quad (4.73)$$

Essas mesmas matrizes foram utilizadas na sintonia do controlador do movimento de subida do parafuso. Posteriormente, os ganhos de realimentação de estados dos dois modelos foram interpolados linearmente, de forma que a equação global do controle *Gain Scheduling* para esse sistema tornou-se:

$$u = -\mathbf{k}(\dot{\theta})\mathbf{x} + K_I(\dot{\theta})\xi \quad (4.74)$$

Os ganhos encontrados para os controladores “locais” do movimento de subida e de

descida encontrados, foram:

$$\begin{array}{ll}
 \text{Subida : } k_1 = 1,7508 \cdot 10^3 & \text{Descida : } k_1 = 1,7196 \cdot 10^3 \\
 k_2 = 18,4072 & k_2 = 18,0911 \\
 k_3 = 0,0750 & k_3 = 0,0743 \\
 k_i = 5,7446 \cdot 10^4 & k_i = 5,7446 \cdot 10^4
 \end{array} \quad (4.75)$$

É importante observar que estes poderiam ser menores se uma resposta de controle mais lenta fosse admitida. Nesse caso, bastaria diminuir os coeficientes das matrizes \mathbf{Q} e \mathbf{R} do método de sintonia utilizado.

A Figura 27 (a) ressalta como ficou a forma de escalonamento desse controlador, utilizando um ganho representativo k e a variável de escalonamento $d\theta/dt$. Nota-se uma transição abrupta em seu valor quando o motor inverte o sentido de rotação.

4.7 Mecanismo de suavização de ação de controle

Verifica-se que as transições abruptas nos ganhos do controlador se refletem na ação de controle do sistema e podem provocar vibrações excessivas e desgastes desnecessários ao equipamento.

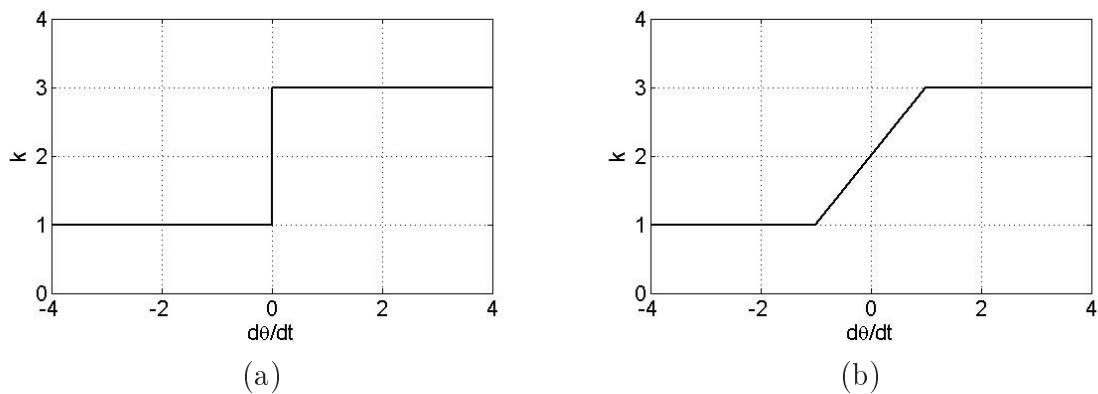


Figura 27: Ajuste de gap: Método de interpolação dos ganhos dos controladores lineares. (a) Interpolação direta. (b) Interpolação direta com suavização nas transições dos ganhos

Para reduzir esses possíveis inconvenientes, foi proposto um mecanismo de suavização da ação de controle para o controlador *Gain Scheduling* em que é admitida uma “tolerância” para variações da variável de escalonamento de forma a produzir uma transição “suave” nos ganhos do controlador. Esse mecanismo de suavização da ação de controle consiste em inserir uma região de transição linear na área onde ocorre transições abruptas

nos ganhos, mudando a função de escalonamento. A Figura 27 (b) mostra, genericamente, o tabelamento de ganhos do sistema proposto.

Neste trabalho, o valor da região de transição escolhida para o controle da cadeira de laminação foi a faixa entre $-10rad/s$ e $+10rad/s$ da variável de escalonamento $\dot{\theta}$. O mecanismo foi implementado utilizando blocos “*lookup table*” no software Simulink®, produto da Mathworks Inc. Ressalta-se, ainda, que esses blocos foram configurados para extrapolar o gráfico caso os valores de $d\theta/dt$ atinjam valores maiores ou menores que a escala, devido aos possíveis ruídos de medição, por exemplo.

5 Resultados

Neste capítulo, serão apresentados os resultados dos testes de controle realizados. Cada subsistema foi controlado considerando que os demais operam em estado estacionário, mantendo os respectivos pontos de operação.

Para realizar as simulações, foi utilizado o software Simulink[®], integrado ao Matlab[®]¹, em que os diagramas de simulação utilizaram basicamente blocos integradores e blocos de função “Fcn” para implementar as equações diferenciais dos modelos, e blocos “*lookup table*” para realizar as variações dos ganhos no controlador *Gain Scheduling*.

O índice de desempenho de controle utilizado nos testes foi o MAPE² ou Erro Percentual Médio Absoluto. Ver Equação 5.1.

$$\text{MAPE} = \frac{1}{n_s} \cdot \sum_{i_s=1}^{n_s} \left| \frac{x_i(i_s) - x_{i_{\text{ref}}}}{x_i(i_s)} \right| \cdot 100 \quad [\%] \quad (5.1)$$

onde n_s é o total de amostras, i_s é um índice para o somatório, i é o índice da saída do sistema, x_i é o resultado de controle e $x_{i_{\text{ref}}}$ é a referência de controle.

5.1 Controle da Bobinadeira

O desempenho de controle da bobinadeira foi primeiramente analisado, aplicando-se um sinal de referência de velocidade de bobinamento variável, em diferentes estágios do processo, com objetivo de explorar variações de raio, momento de inércia e torque no sistema. Em todos os testes realizados, a tira foi enrolada com tração constante de 100N e resultaram em, aproximadamente, 190 voltas na bobina.

A Figura 28 mostra a velocidade tangencial da tira como referência de controle e a resposta alcançada pelo sistema. Nesse caso, com a sintonia utilizada, foi possível observar

¹Produtos da Mathworks Inc.

²Mean Absolute Percentage Error.

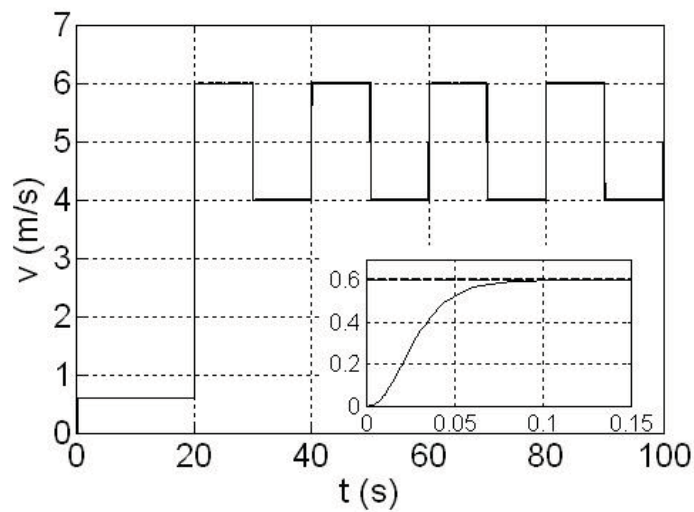


Figura 28: Bobinadeira: Velocidade linear da tira e visão ampliada do início do processo

erro em estado estacionário nulo e tempo de assentamento de, aproximadamente, 80ms nas variações em degrau. Notou-se que só existe erro nos momentos de variação da referência de velocidade. O Erro Percentual Médio Absoluto (MAPE) foi de 0,1492%.

A ação de controle correspondente a esse teste é apresentada na Figura 29, onde é possível observar que não há picos de tensão aplicada no motor durante os estágios transitórios.

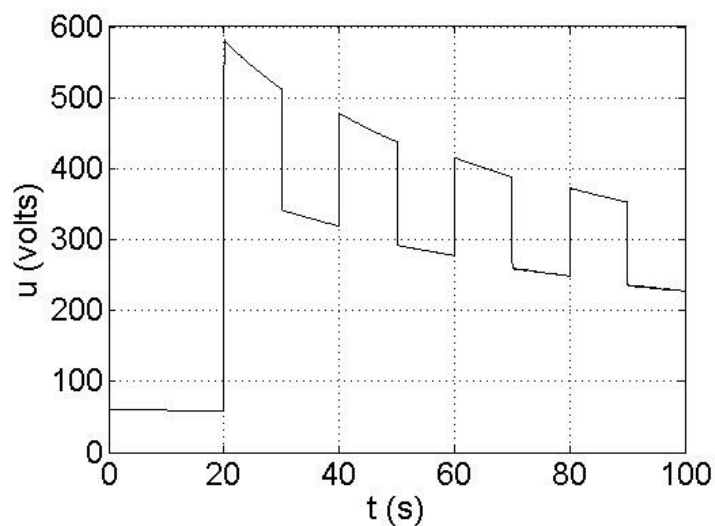


Figura 29: Ação de controle

Uma vez que o raio da bobina aumenta durante o processo, percebe-se, pela Figura 30, uma diminuição gradativa da velocidade angular do motor, conforme esperado.

Nas Figuras 31, 32 e 33, são apresentados, respectivamente, a variação do raio da

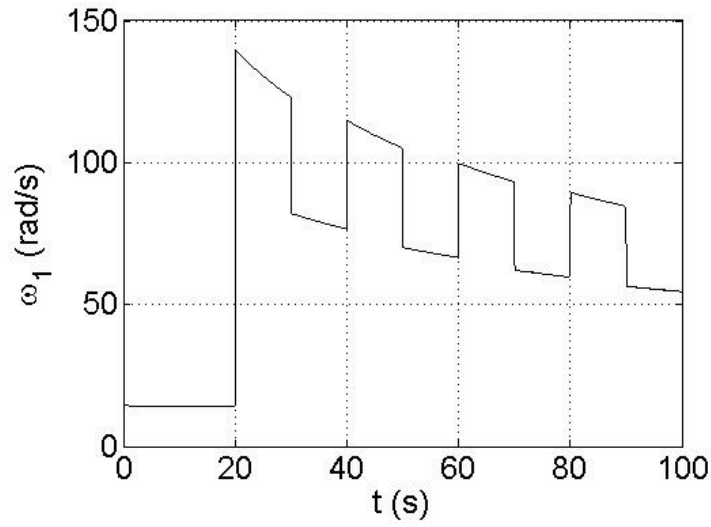


Figura 30: Velocidade angular do motor

bobina, incluindo o raio do rolo bobinador, o aumento da inércia da bobina durante o processo e a força aplicada na tira, onde se nota que há variações da força tangencial apenas quando há mudanças na referência de velocidade, ou seja, durante acelerações e desacelerações do motor. Nos demais instantes, a força aplicada permanece igual a 100N, conforme desejado. Esse resultado mostra que, mantendo a velocidade tangencial da tira constante, a força ou a tensão na tira também permanece constante se a seção reta desta poder ser considerada constante. Logo, controlar a velocidade tangencial da tira corresponde a controlar a força de tracionamento da tira, validando o desenvolvimento do proposto.

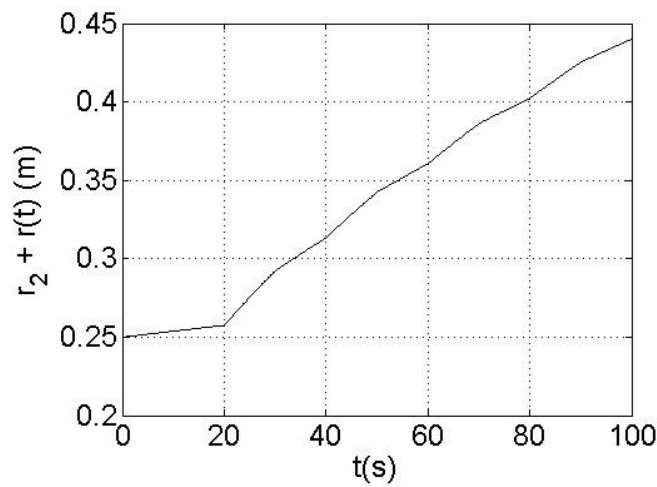


Figura 31: Raio da bobina

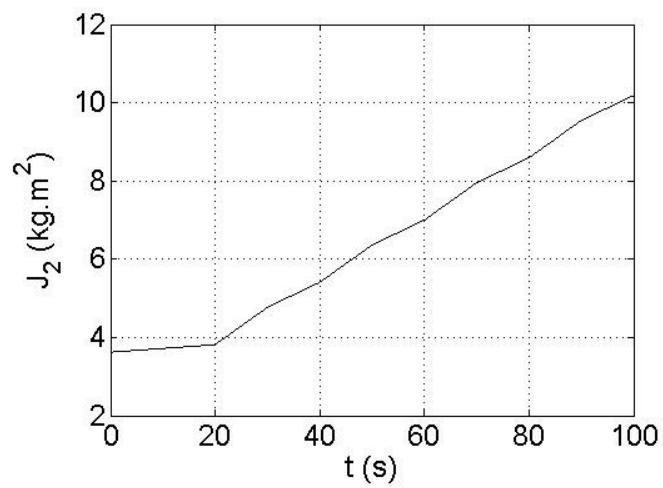


Figura 32: Momento de Inércia da bobina

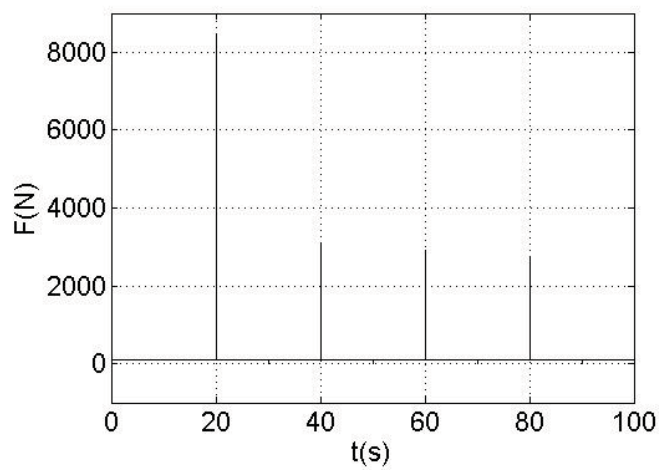


Figura 33: Força aplicada na tira

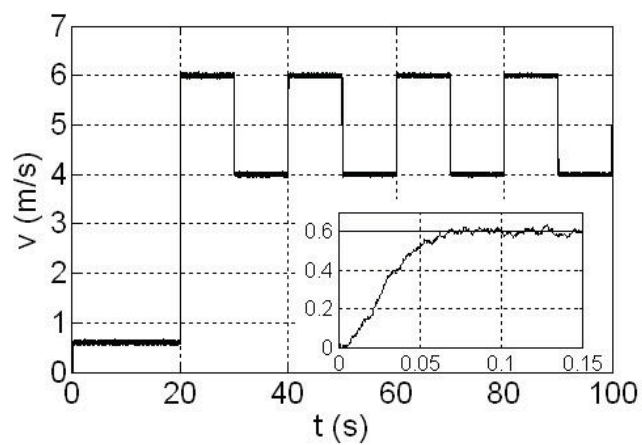


Figura 34: Teste com distúrbios de processo e visão ampliada do início da operação

O teste seguinte consistiu na inserção de distúrbios de processo traduzidos em vari-

ações no torque de carga T_{c1} no eixo do motor (Equação 3.2), cujo resultado está apresentado na Figura 34. Esse distúrbio consistiu em um ruído de média zero e SNR³ de 97,25. Nota-se que o controlador também foi capaz de controlar o processo, reagindo aos distúrbios para recuperar o ponto de operação.

Para exemplificar como ficaria o desempenho do controlador caso uma resposta mais lenta fosse admitida, foram escolhidas novas matrizes \mathbf{R} e \mathbf{Q} de acordo com as Equações 5.2 e 5.3 seguintes:

$$\mathbf{R} = [0,1] \quad (5.2)$$

$$\mathbf{Q} = \begin{bmatrix} 60 & 0 & 0 \\ 0 & 30 & 0 \\ 0 & 0 & 900 \end{bmatrix} \quad (5.3)$$

Nesse caso, os ganhos do controlador encontrados para o modelo linearizado na volta N°100 foram:

$$\begin{aligned} k_1 &= 32,32 \\ k_2 &= 13,92 \\ k_i &= 94,87 \end{aligned} \quad (5.4)$$

A Figura 35 mostra a referência de velocidade em pontilhado e a velocidade tangencial da tira em traço contínuo como resultado de controle. A Figura 36 mostra a força aplicada na tira, nesse caso. Verifica-se tempo de assentamento de 3s, bem maior que no caso anterior (Figura 28), e até erro em estado estacionário nos primeiros ciclos.

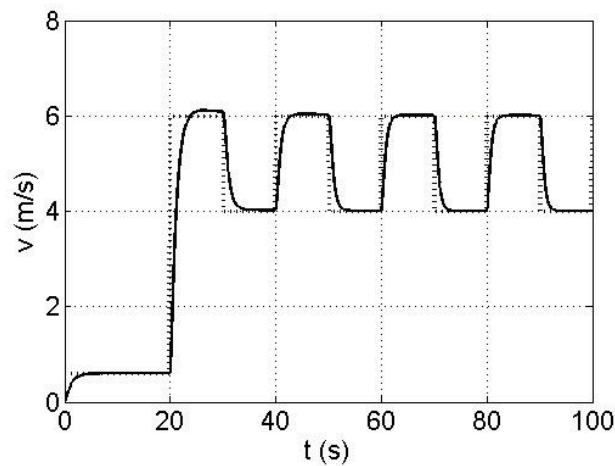


Figura 35: Velocidade tangencial da tira (traço contínuo) e referência de velocidade (pontilhado)

³Relação sinal/ruído.

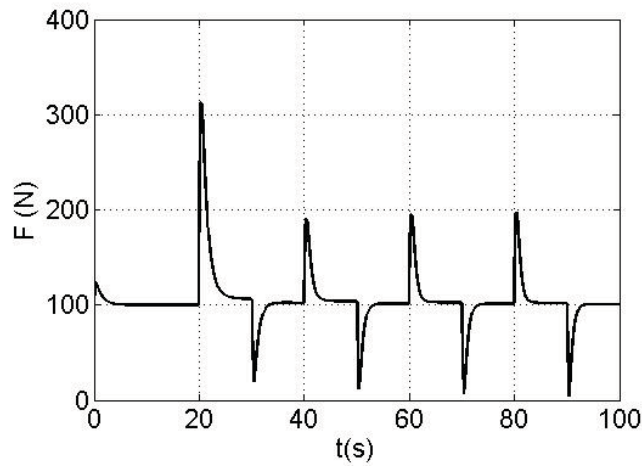


Figura 36: Força aplicada na tira

Outro teste consistiu em aplicar um distúrbio de Força em formato degrau, em torno de 90s, simulando um agarramento do eixo da bobina. O resultado ilustrado na Figura 37 mostra o sistema recuperando a referência de força na tira e a Figura 38 mostra o reflexo desse distúrbio na velocidade tangencial.

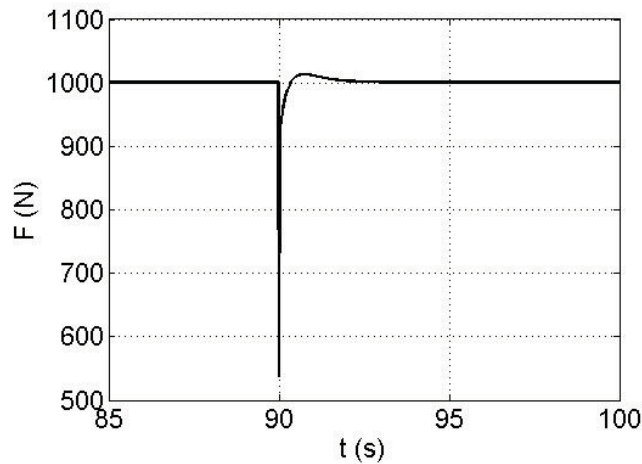


Figura 37: Bobinadeira: Distúrbio em formato degrau - Força na tira

Por fim, para verificar o ganho de desempenho ao utilizar o controlador *Gain Scheduling* desenvolvido, repetiu-se o primeiro teste com o mesmo controlador, mas utilizando ganhos fixos em toda a faixa de operação. Optou-se por utilizar os ganhos encontrados para o controlador linearizado na última volta da tira na bobina. Nesse caso, verificou-se que o Erro Percentual Absoluto Médio (MAPE) foi de 0,2799%, ou seja, houve um ganho de desempenho de 87,6% ao utilizar o controlador *Gain Scheduling* em relação ao controlador de ganhos fixos.

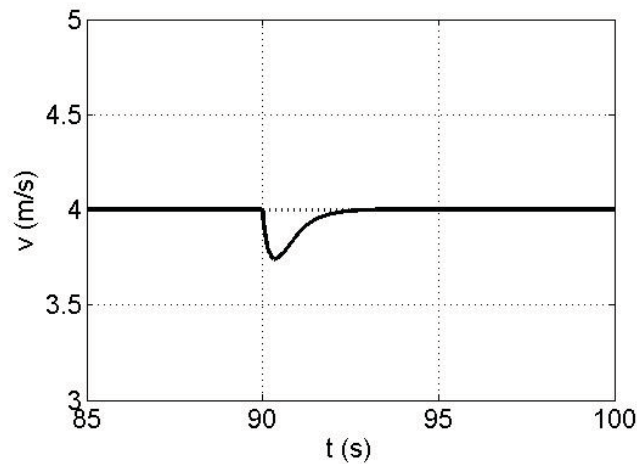


Figura 38: Bobinadeira: Distúrbio em formato degrau - Reflexo na velocidade tangencial da tira

5.1.1 Discussão geral sobre os resultados alcançados

Os resultados de controle da bobinadeira apresentados mostraram que o sistema de controle proposto é eficaz para aplicação na bobinadeira estudada e pode alcançar um excelente desempenho de controle da velocidade tangencial da tira, relacionada com o parâmetro de laminação “tensão à frente” e com a qualidade da tira laminada.

Grande parte do sucesso do projeto deve-se à escolha da parcela de raio $r(t)$ como variável de escalonamento, por respeitar as duas premissas básicas do controle *Gain Scheduling*. Utilizando a informação do número de voltas da tira na bobina, foi possível linearizar, facilmente, o modelo da bobinadeira para cada volta da tira. Com os modelos lineares encontrados, foi possível determinar os ganhos dos controladores lineares correspondentes. Por fim, o controlador “global” *Gain Scheduling* foi sintetizado por meio da interpolação linear dos ganhos dos controladores “locais” sintonizados.

Análises das características do controle do sistema, nas variações de referência em formato degrau, como o tempo de assentamento e o erro em estado estacionário, mostraram que o controlador proposto alcança praticamente o mesmo desempenho dinâmico para toda a faixa de operação, ou seja, no início e no fim do bobinamento. Verificou-se erro em estado estacionário nulo nas variações em degrau e tempo de assentamento aproximadamente 80ms com a sintonia utilizada. Testes de resposta a distúrbios também foram realizados e mostraram a capacidade do sistema de controle em recuperar o ponto de operação.

Na comparação do desempenho do controlador *Gain Scheduling* proposto com um

controlador de ganhos fixos, observou-se um desempenho 87,6% superior no primeiro caso. Também foi possível observar que, mantendo a velocidade tangencial da bobinadeira constante, a tensão na tira permanece constante.

5.2 Controle da Desbobinadeira

O desempenho de controle da desbobinadeira também foi analisado, aplicando-se um sinal de referência de velocidade de bobinamento variável em diferentes estágios do processo, com objetivo de explorar variações de raio, momento de inércia e torque no sistema. Nos testes realizados, a tira foi primeiramente desenrolada com tração constante de 100N, e depois uma outra bobina foi desenrolada com tração constante de 2.10^5 N. As bobinas possuíam, aproximadamente, 185 voltas de tira enrolada.

As Figuras 39 e 40 (a) mostram a velocidade tangencial da tira como referência de controle e a resposta alcançada pelo sistema nos dois casos testados. Nas Figuras 39 e 40 (b), são mostradas visões ampliadas dos processos.

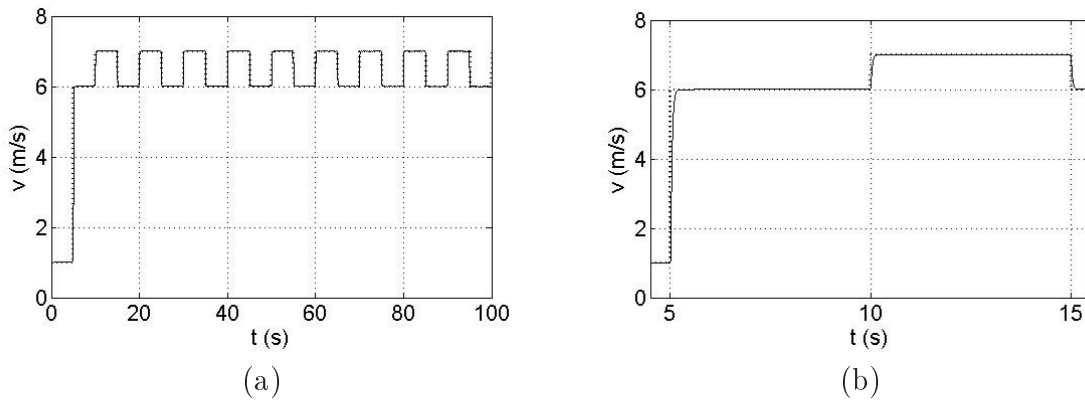


Figura 39: Desbobinadeira: Controle de força em 100N. (a) Velocidade linear da tira. (b) Visão ampliada do resultado

No caso do controle de força em 100N, com a sintonia utilizada, foi possível observar erro em estado estacionário nulo e tempo de assentamento de, aproximadamente, 200ms nas variações em degrau. Notou-se que só existe erro nos momentos de variação da referência de velocidade. O valor quadrático médio do erro foi 0,0106 e o erro médio $-0,0019m/s$. Já no caso do controle de força em 2.10^5 N, com a sintonia utilizada, foi possível observar erro em estado estacionário nulo e tempo de assentamento também de, aproximadamente, 200ms nas variações em degrau. Também se notou que só existe erro nos momentos de variação da referência de velocidade. Nesse caso, o valor quadrático médio do erro foi 0,0339 e o erro médio foi $-0,0018m/s$.

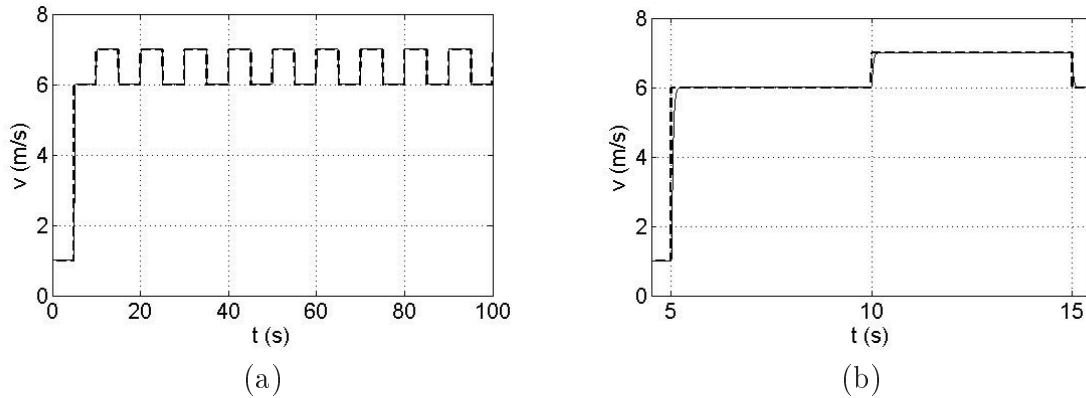


Figura 40: Desbobinadeira: Controle de força em $2 \cdot 10^5$ N. (a) Velocidade linear da tira. (b) Visão ampliada do resultado

A ação de controle correspondente a esses testes são apresentadas nas Figuras 41 (a) e (b), onde é possível observar que não há picos de tensão aplicada no motor durante os estágios transitórios. É possível notar ainda que, como a força na tira é bem maior, foi necessário haver alimentação negativa no motor para controlar a velocidade da tira.

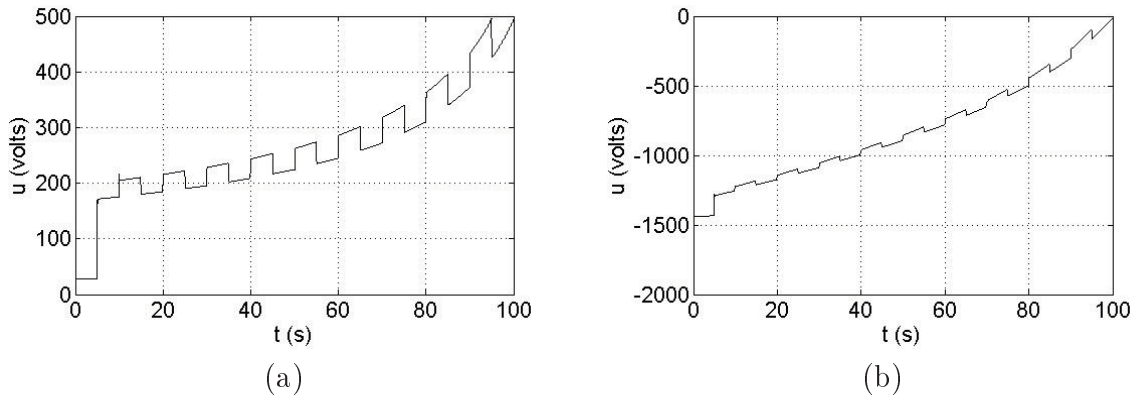


Figura 41: Desbobinadeira: Ação de controle. (a) Controle de força em 100 N. (b) Controle de força em $2 \cdot 10^5$ N

Uma vez que o raio da bobina diminui durante o processo, percebe-se, pelas Figuras 42 (a) e (b), um aumento gradativo da velocidade angular do motor, conforme esperado. Observa-se também que os dois gráficos são praticamente idênticos pois a referência de velocidade é a mesma e a espessura da tira é constante nos dois casos. O mesmo ocorre com o raio e o momento de inércia das bobinas, conforme pode ser visto nas Figuras 43 e 44, (a) e (b).

Nas Figuras 45 (a) e (b), é apresentada a força aplicada na tira nos dois casos testados. Nota-se que só há variações na força quando há mudanças na referência de velocidade, ou seja, durante acelerações e desacelerações do motor. Nos demais instantes, a força aplicada na tira permanece igual à referência, conforme desejado. Assim, a força foi controlada

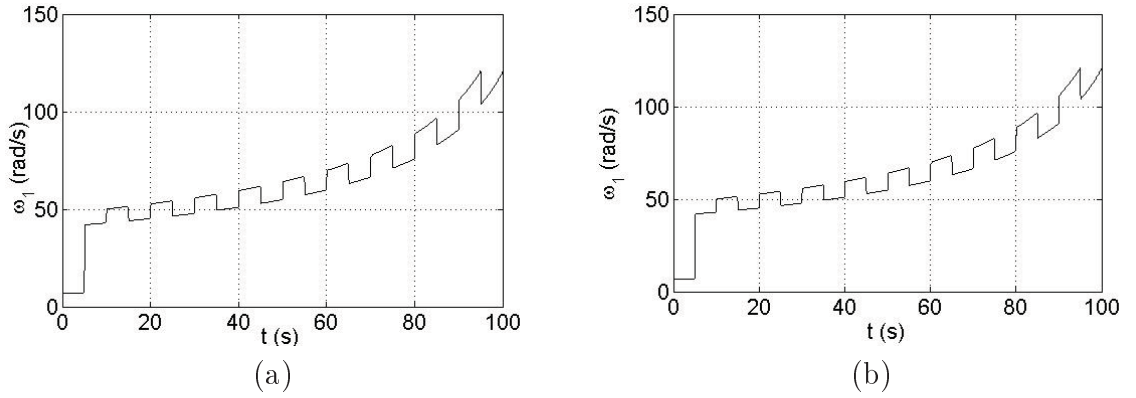


Figura 42: Desbobinadeira: Velocidade angular do motor. (a) Controle de força em 100N. (b) Controle de força em $2 \cdot 10^5$ N

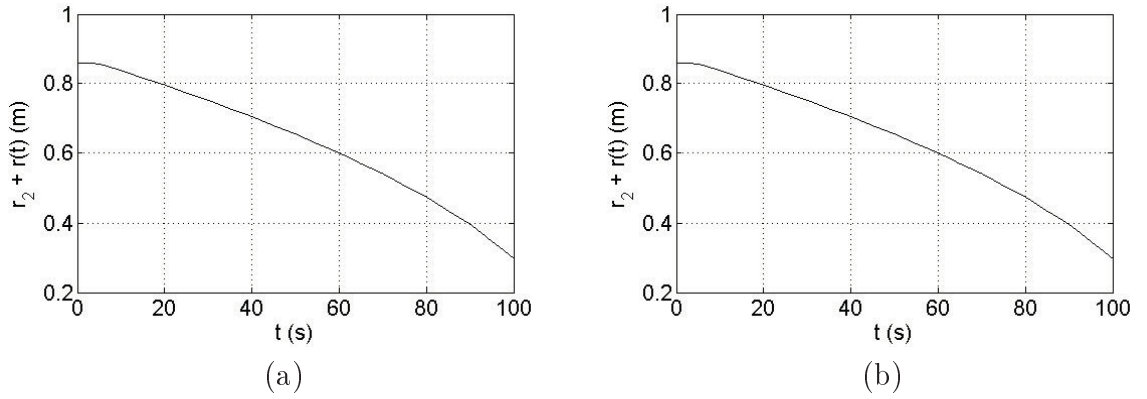


Figura 43: Desbobinadeira: Raio da bobina. (a) Controle de força em 100N. (b) Controle de força em $2 \cdot 10^5$ N

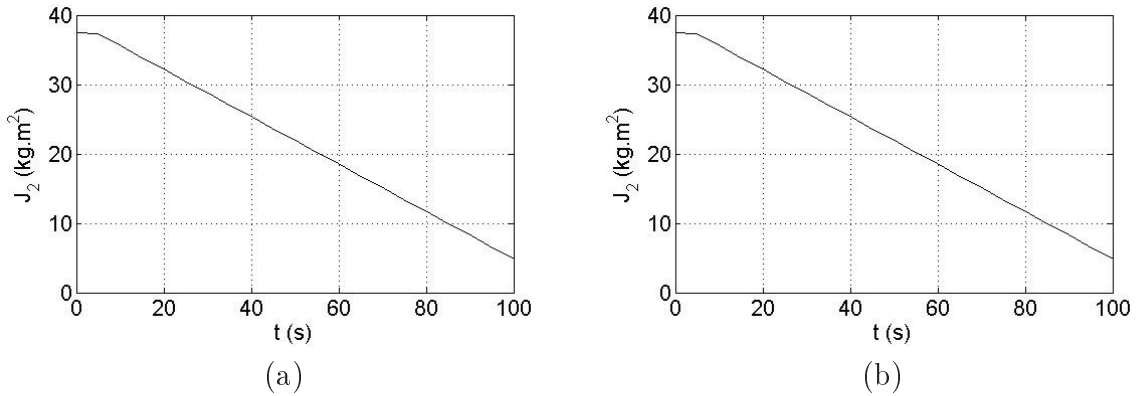


Figura 44: Desbobinadeira: Momento de inércia da bobina. (a) Controle de força em 100N. (b) Controle de força em $2 \cdot 10^5$ N

em 100N ou $2 \cdot 10^5$ N conforme o teste realizado. Conclui-se, mais uma vez, que mantendo a velocidade tangencial da tira constante, a força de tracionamento na tira permanece constante. Dessa forma, variações de velocidade tangencial provocam distúrbios na força de tracionamento da tira, logo é fundamental realizar o controle de velocidade para não

afetar o controle da força de tração feita pelo tensionador.

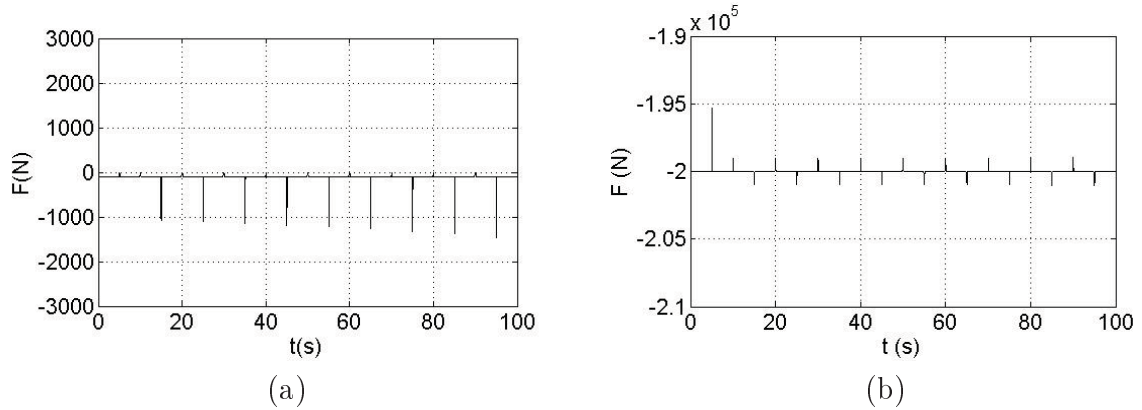


Figura 45: Desbobinadeira: Força aplicada na tira. (a) Controle de força em 100N. (b) Controle de força em $2 \cdot 10^5$ N

O último teste consistiu na inserção de distúrbios de processo traduzidos em variações no torque de carga T_{c1} no eixo do motor (Equação 3.2) ao controlar um processo de desbobinamento com força constante de 100N. O resultado alcançado está apresentado na Figura 46 (a) e uma visão ampliada do processo é apresentada na Figura 46 (b). Esse distúrbio consistiu em um ruído de média zero e SNR⁴ de 705,6924. Nota-se, também, nesse caso, que o controlador foi capaz de controlar o processo reagindo aos distúrbios para recuperar o ponto de operação.

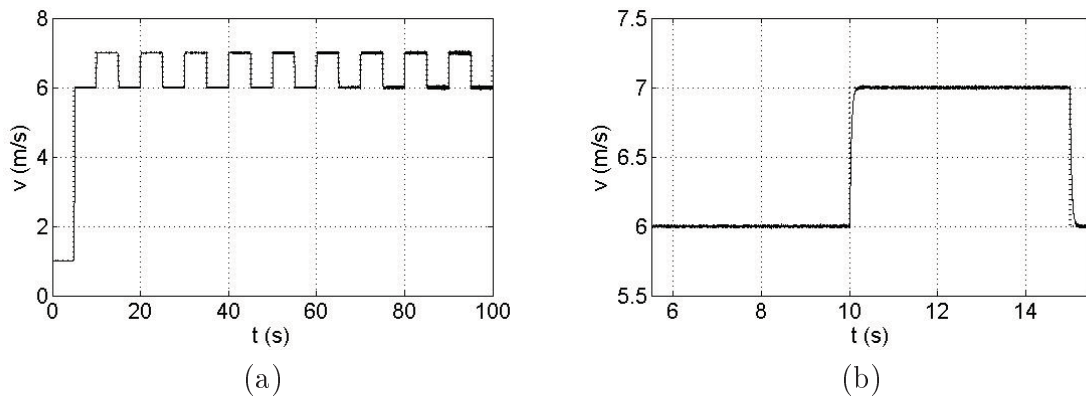


Figura 46: Desbobinadeira: Teste com distúrbios de processo - Controle de força em 100N. (a) Velocidade linear da tira. (b) Visão ampliada do resultado

5.2.1 Discussão geral sobre os resultados alcançados

Os resultados de controle da desbobinadeira apresentados mostraram que o sistema de controle proposto é eficaz para aplicação na desbobinadeira estudada e pode alcançar

⁴Relação sinal/ruído.

um excelente desempenho de controle da velocidade tangencial da tira, relacionada com o parâmetro de laminação “tensão à ré” e com a qualidade da tira laminada.

Assim como ocorreu no caso do controle da bobinadeira, grande parte do sucesso desse projeto deve-se à escolha da parcela de raio $r(t)$ como variável de escalonamento por respeitar as duas premissas básicas do controle *Gain Scheduling*. Utilizando a informação do número de voltas da tira na bobina, foi possível linearizar facilmente o modelo da bobinadeira para cada volta da tira. Com os modelos lineares encontrados, foi possível determinar os ganhos dos controladores lineares correspondentes. Por fim, o controlador “global” *Gain Scheduling* foi sintetizado por meio da interpolação linear dos ganhos dos controladores “locais” sintonizados.

Análises das características do controle do sistema, nas variações de referência em formato degrau, como o tempo de assentamento e o erro em estado estacionário, mostraram que o controlador proposto alcança praticamente o mesmo desempenho dinâmico para toda a faixa de operação nos dois casos testados, ou seja, no início e no fim do desbobinamento. O primeiro caso testado foi o controle do processo de desbobinamento de uma bobina com força constante de 100N na tira. O segundo caso foi o controle do processo de desbobinamento de outra bobina com força constante de $2 \cdot 10^5$ N na tira.

No caso do controle de força em 100N, verificou-se erro em estado estacionário nulo e tempo de assentamento de velocidade de, aproximadamente, 200ms nas variações em degrau. Foi verificado que só existe erro nos momentos de variação da referência de velocidade. Nesse caso, o valor quadrático médio do erro foi 0,0106 e o erro médio $-0,0019 \text{ m/s}$. Já, no caso do controle de força em $2 \cdot 10^5$ N, verificou-se erro em estado estacionário nulo e tempo de assentamento também de, aproximadamente, 200ms nas variações em degrau. Foi verificado, também, que só existe erro nos momentos de variação da referência de velocidade. Nesse caso, o valor quadrático médio do erro foi 0,0339 e o erro médio foi $-0,0018 \text{ m/s}$.

Testes de resposta a distúrbios também foram realizados e mostraram a capacidade do sistema de controle em recuperar o ponto de operação. Também foi possível observar que, mantendo a velocidade tangencial da desbobinadeira constante, a tensão na tira permanece constante.

5.3 Controle do Tensionador

O desempenho de controle do tensionador foi primeiramente analisado, aplicando-se um sinal de referência de posição relacionada de maneira não linear com a Força e a Tensão⁵ na tira (Ver Figura 20.a), com diferentes níveis para explorar as mudanças de dinâmica do sistema. Foram utilizados os dados das constantes mostrados na Tabela 4, em todos os casos.

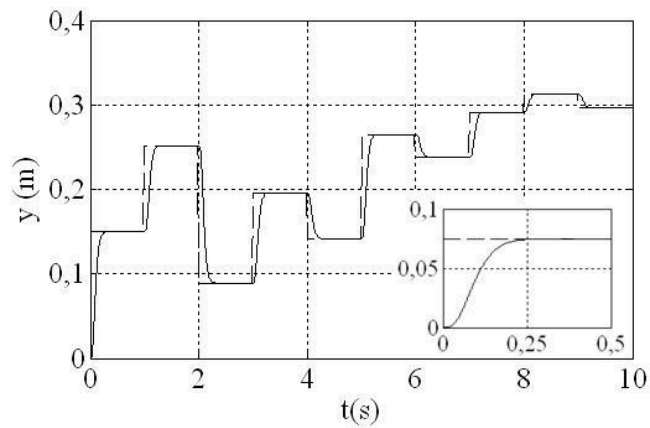


Figura 47: Posição do tensionador e visão ampliada do início do processo

A Figura 47 mostra a posição do tensionador como referência de controle e a resposta alcançada pelo sistema. Nesse caso, com a sintonia utilizada, foi possível observar erro em estado estacionário nulo e tempo de assentamento de, aproximadamente, 240ms nas variações em degrau. Notou-se que só existe erro durante as variações da referência de posição. O valor quadrático médio do erro foi 0,0042 e o erro médio 0,0192m/s.

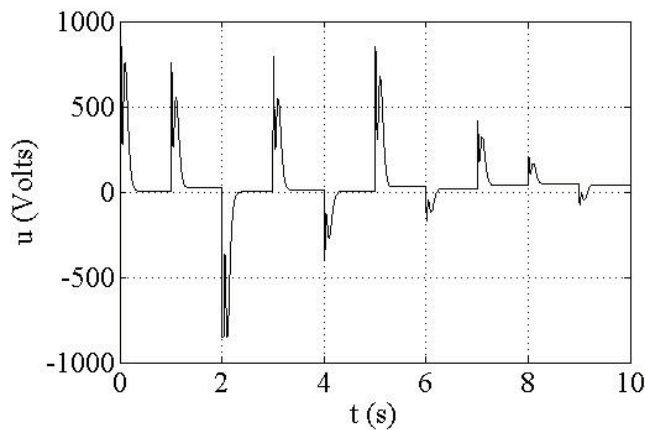


Figura 48: Ação de controle do tensionador

⁵Considerando a área da seção reta da tira constante.

A ação de controle do sistema está apresentada na Figura 48, onde é possível observar que só há picos de tensão aplicada no motor durante os estágios transitórios.

Cada posição do *looper* equivale a uma Força aplicada na tira, conforme mostrado na Equação 3.21. Os valores de Força durante o processo simulado são apresentados na Figura 49. Nota-se que, mantendo a posição do *looper* constante, a força na tira permanece constante. Foi considerado, também, que há um fluxo de massa constante na laminação fazendo com que a relação entre posição do tensionador e a força na tira seja única durante todo o processo.

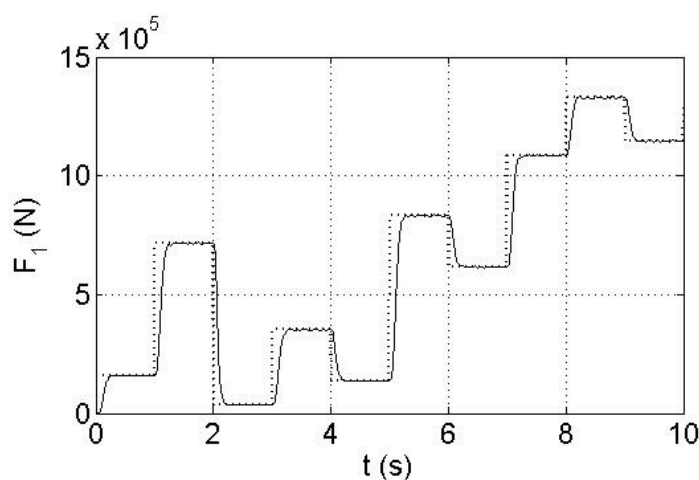


Figura 49: Força aplicada na tira e referência de controle em pontilhado

O último teste consistiu na inserção de distúrbios de processo traduzidos em variações no torque de carga T_{c1} no eixo do motor (Equação 3.26), cujo resultado está apresentado na Figura 50. Esse distúrbio consistiu em um ruído de média zero e SNR⁶ de 11,35. Nota-se que, nesse caso, o controlador também foi capaz de controlar o processo, reagindo aos distúrbios para recuperar o ponto de operação.

5.3.1 Discussão geral sobre os resultados alcançados

Os resultados de controle do tensionador apresentados mostraram que o sistema de controle proposto é eficaz para aplicação no tensionador estudado e pode alcançar um excelente desempenho de controle da tensão na tira, relacionada com os parâmetros de laminação “tensão à frente” e “tensão à ré”, logo também com a qualidade da tira laminada.

Grande parte do sucesso do projeto deve-se à escolha da posição da haste do tensionador como variável de escalonamento, por respeitar as duas premissas básicas do

⁶Relação sinal/ruído.

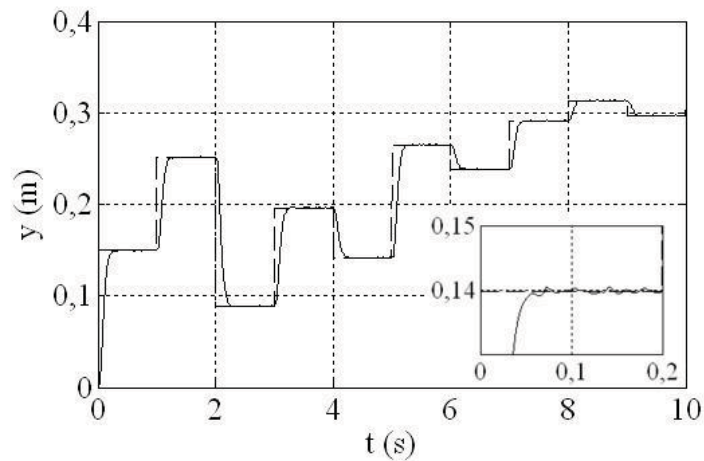


Figura 50: Teste com distúrbios de processo e visão ampliada do início da operação

controle *Gain Scheduling* clássico. Assim, o modelo foi linearizado para diferentes posições e determinaram-se os ganhos dos controladores lineares correspondentes. Por fim, o controlador “global” *Gain Scheduling* foi projetado, utilizando interpolação linear dos ganhos dos controladores “locais”.

Análises das características do controle do sistema, nas variações de referência em formato degrau, como o tempo de assentamento e o erro em estado estacionário, mostraram que o controlador proposto alcança praticamente o mesmo desempenho dinâmico para toda a faixa de operação. Verificou-se erro em estado estacionário nulo e tempo de assentamento de, aproximadamente, 240ms nas variações em degrau com a sintonia utilizada. Testes de resposta a distúrbios também foram realizados e mostraram a capacidade do sistema de controle em recuperar o ponto de operação. Também foi possível observar que, mantendo a posição do tensionador constante e o sistema isento de distúrbios, a tensão na tira permanece constante.

5.4 Controle da Cadeira de Laminação

O desempenho de controle para o subsistema de ajuste de *gap* foi primeiramente analisado utilizando dados teóricos de processo. Foi utilizada a mesma estrutura de controlador dos subsistemas anteriores. Posteriormente, o desempenho de controle foi verificado utilizando duas massas de dados de processos de laminação a quente reais. Também foi testado o mecanismo de suavização da ação de controle proposto neste trabalho. Por fim, o desempenho obtido nos testes realizados foi comparado com o desempenho de controle ao se utilizar ganhos fixos em toda a faixa de operação, objetivando verificar o ganho de

desempenho ao utilizar a técnica *Gain Scheduling*. Caso fossem utilizados dados de um processo de laminação a frio, a estrutura do controlador e a sintonia seriam as mesmas, ou seja, a metodologia de controle proposta aplica-se aos dois casos, uma vez que a carga de laminação P não altera a dinâmica dos sistemas linearizados (Equação 3.38). A mudança durante as simulações ocorreria no bloco que simula o processo de laminação (Figura 14), onde, nesse caso, a chave que indica o tipo de laminação deverá ser girada para a posição “laminação a frio”, de forma a possibilitar o cálculo do valor correto de P . Na Figura 69 do Anexo A, pode ser visto o bloco de simulação correspondente ao processo de laminação, função dos parâmetros operacionais em cada instante.

5.4.1 Simulação com dados teóricos

Nessa simulação, foi estabelecida uma referência de espessura de saída da tira de 4,63mm para realizar uma análise qualitativa do método. As Figuras 51 (a) e (b) mostram, respectivamente, a espessura teórica de entrada da tira no laminador e a espessura de saída do laminador como resultado de controle do processo. Foi possível observar erro em estado estacionário nulo e tempo de assentamento de, aproximadamente, 120ms nas variações em degrau com a sintonia utilizada. Notou-se que só existe erro de controle nos momentos de variação da espessura de entrada.

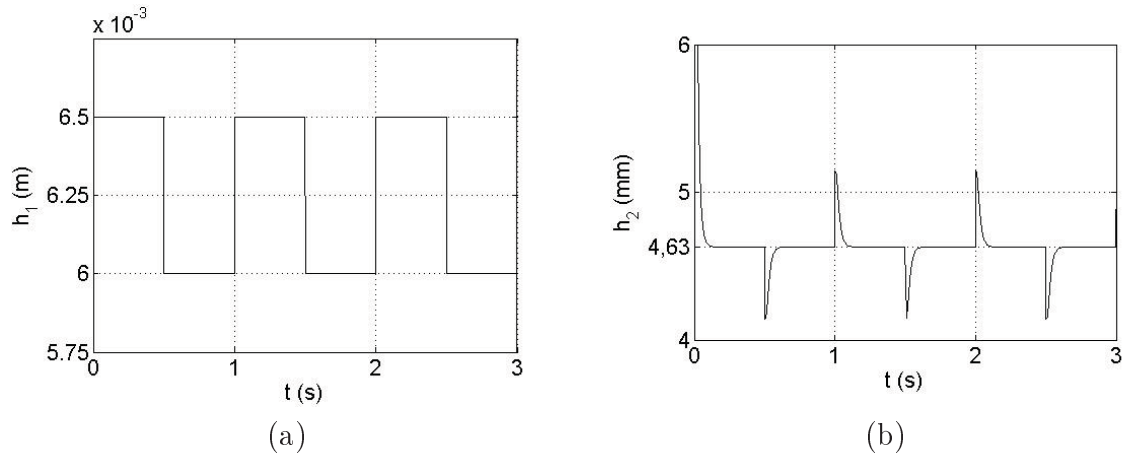


Figura 51: Controle do processo pelo ajuste de *gap*: Simulação com dados teóricos. (a) Espessura teórica de entrada da tira. (b) Espessura de saída da tira

Os valores dos parâmetros de processo adotados, nesse caso, estão listados na Tabela 7.

A ação de controle correspondente é apresentada na Figura 52 (a), onde é possível observar picos de tensão aplicada no motor durante os estágios transitórios devido às variações bruscas na espessura de entrada da tira. A Figura 52 (b) mostra o erro de controle, ou seja, $h_2 - h_{2ref}$.

Tabela 7: Parâmetros operacionais da laminação

$T = 900$ [graus]	$\mu = 0,01$
$t_1 = 0$ [kgf/mm ²]	$w = 500$ [mm]
$t_2 = 0$ [kgf/mm ²]	$v = 50$ [m/min]
$D = 200$ [mm]	$h_{2ref} = 4,63$ [mm]

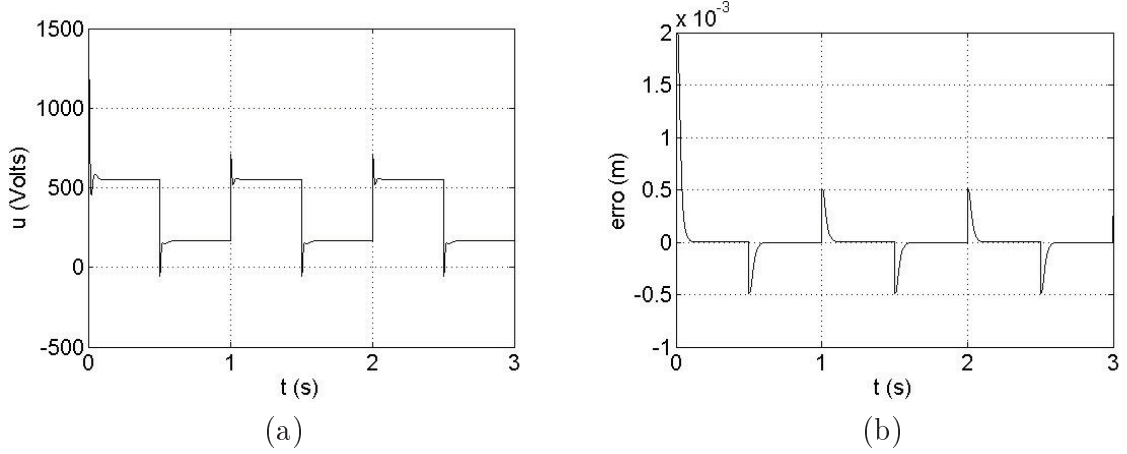


Figura 52: Controle do processo pelo ajuste de gap : Simulação com dados teóricos. (a) Ação de controle. (b) Erro de controle

Por fim, nas Figuras 53 (a) e (b), são mostrados, respectivamente, a carga de laminação onde se percebe que esta é maior quando a espessura de entrada da tira é maior, e o gap do laminador onde é possível verificar diferentes “patamares” de estabilização devido à deformação da máquina.

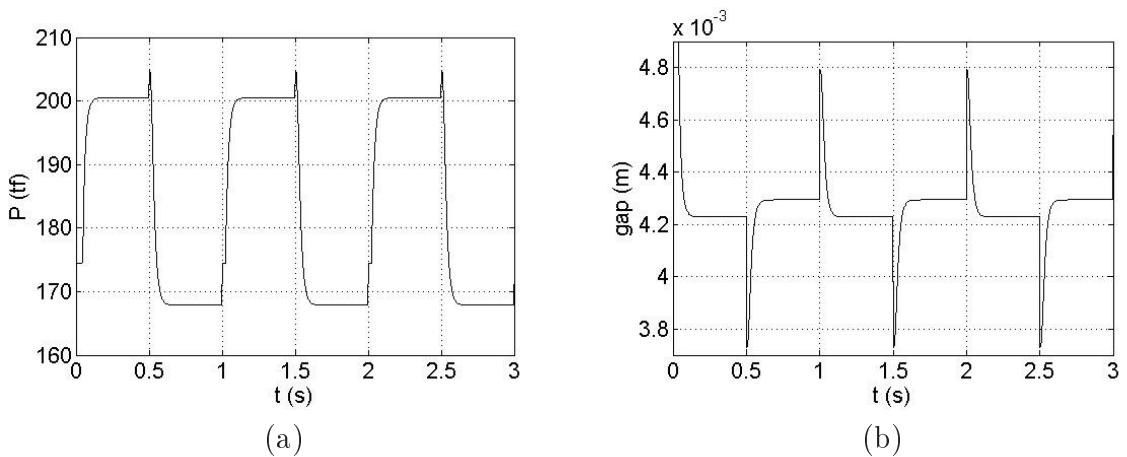


Figura 53: Controle do processo pelo ajuste de gap : Simulação com dados teóricos. (a) Carga de laminação. (b) Gap

5.4.2 Simulação com dados reais de processo

Conforme mencionado anteriormente, o desempenho de controle também foi analisado utilizando dados reais de processo. Foram utilizadas duas base de dados com séries temporais de medições e parâmetros fixos obtidos de corridas de laminação a quente, em indústrias siderúrgicas diferentes, para calibrações do modelo do sistema e do processo, utilizadas nas simulações apresentadas.

5.4.2.1 Primeiro conjunto de dados

Na simulação do primeiro conjunto de dados, foi estabelecida uma referência de espessura de saída da tira de 4,63mm. As Figuras 54 (a) e (b) mostram, respectivamente, a espessura de entrada da tira no laminador e a espessura de saída do laminador como resultado de controle do processo. Nesse caso, foi possível observar alguns picos na espessura de saída da tira devido, principalmente, a baixa taxa de amostragem das medições e ao instante de entrada da tira, aproximadamente, aos 11s. O MAPE obtido para esse caso foi de 0,0401%.

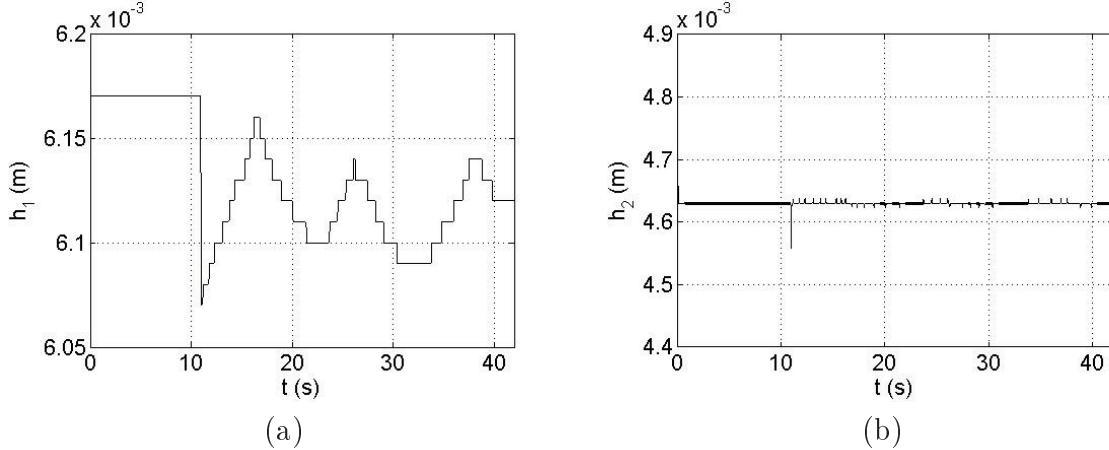


Figura 54: Controle do processo pelo ajuste de *gap*: Simulação com o primeiro conjunto de dados reais. (a) Espessura de entrada da tira. (b) Espessura de saída da tira

A ação de controle correspondente a esse teste é apresentada na Figura 55 (a), onde é possível observar um aspecto ruidoso no sinal de controle que ocorre principalmente devido à descontinuidade no valor dos ganhos do escalonamento, ou seja, devido às variações bruscas dos ganhos do controlador durante a inversão de sentido do movimento dos cilindros em torno da referência. A Figura 55 (b) mostra o erro de controle apresentado, $h_2 - h_{2_{ref}}$.

Por fim, nas Figuras 56 (a) e (b), são mostrados, respectivamente, a carga de lami-

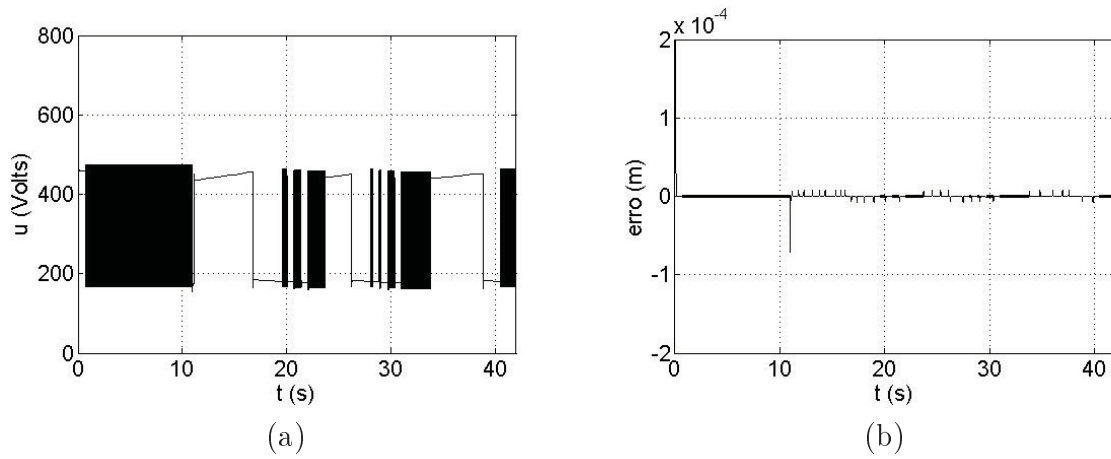


Figura 55: Controle do processo pelo ajuste de gap : Simulação com o primeiro conjunto de dados reais. (a) Ação de controle. (b) Erro de controle

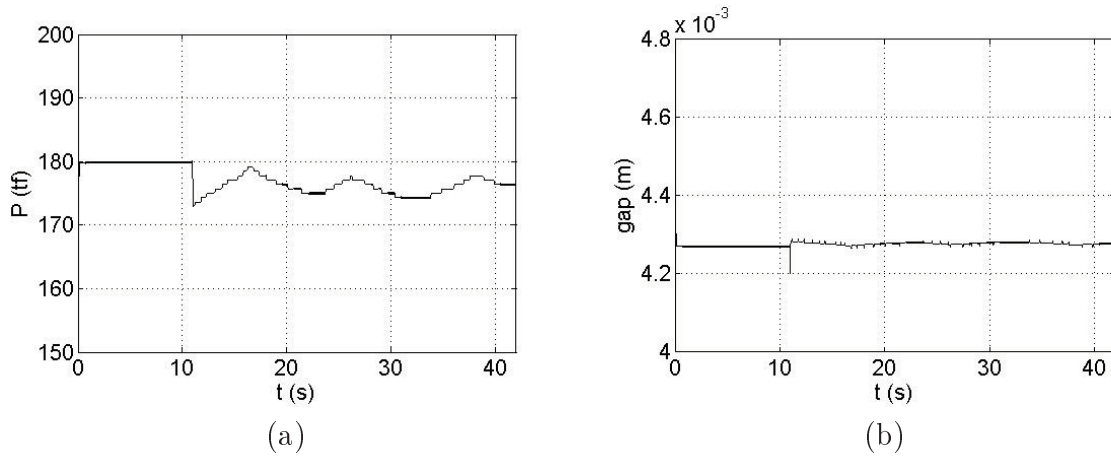


Figura 56: Controle do processo pelo ajuste de gap : Simulação com o primeiro conjunto de dados reais. (a) Carga de laminação. (b) Gap

nação onde se percebe uma maior carga de laminação quando a espessura de entrada da tira é maior, e o gap do laminador que, conforme esperado, possui valores diferentes da espessura de saída da tira em função da deformação da máquina.

5.4.2.2 Suavização da ação de controle

Nessa simulação, foi testado o mecanismo de suavização da ação de controle proposto na Seção 4.7, conforme mostrado na Figura 27 (b), onde a tolerância para $d\theta/dt$ foi arbitrada em 10 rad/s . As Figuras 57 (a) e (b) mostram, respectivamente, a espessura de entrada da tira no laminador e a espessura de saída do laminador como resultado de controle do processo. Observa-se menos oscilações na espessura de saída da tira melhorando, assim, a qualidade do produto processado. O MAPE obtido para esse caso foi de 0,0323%.

A ação de controle suavizada, objetivo do mecanismo desenvolvido, é apresentada na

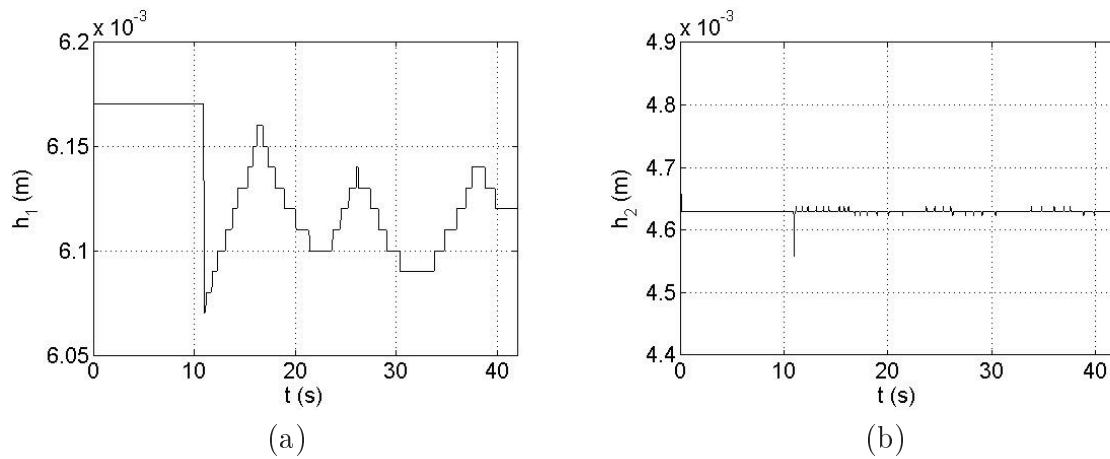


Figura 57: Controle do processo pelo ajuste de *gap*: Simulação com o primeiro conjunto de dados reais e o mecanismo de suavização da ação de controle. (a) Espessura de entrada da tira. (b) Espessura de saída da tira

Figura 58 (a), onde foi possível observar a eliminação do aspecto ruidoso apresentado na Figura 55 (a). Essa suavização da ação de controle pode evitar vibrações excessivas e desgastes desnecessários na máquina, tornando-a interessante também do ponto de vista financeiro. A Figura 58 (b) mostra o erro de controle apresentado.

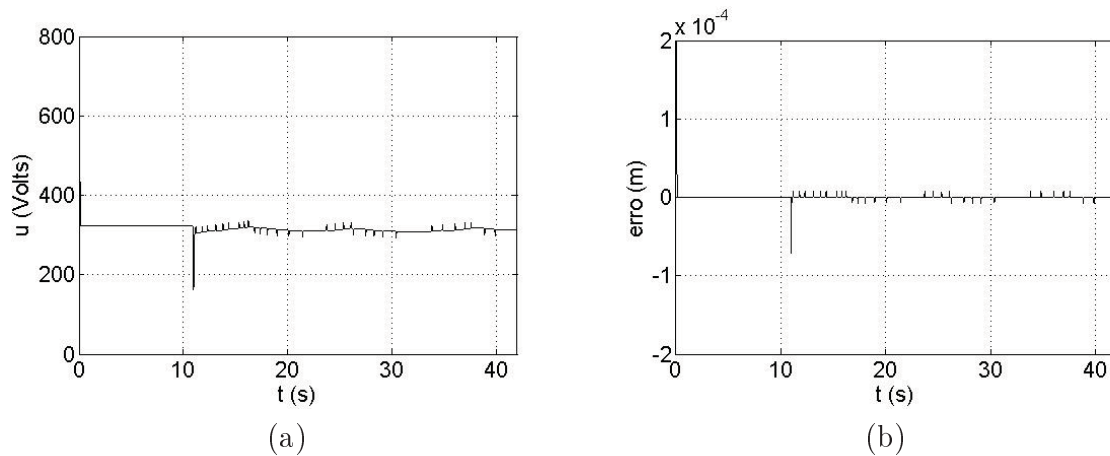


Figura 58: Controle do processo pelo ajuste de *gap*: Simulação com o primeiro conjunto de dados reais e o mecanismo de suavização da ação de controle. (b) Ação de controle. (a) Erro de controle

Finalmente, nas Figuras 59 (a) e (b), são mostrados, respectivamente, a carga de laminação e o *gap* do laminador. A diferença mais significativa em relação à simulação anterior também é o aspecto mais suave dos sinais obtidos.

O teste foi repetido, dessa vez utilizando a mesma estrutura de controlador sem os mecanismos de suavização da ação de controle e de escalonamento de ganhos, ou seja, utilizando ganhos fixos. Optou-se por utilizar os ganhos referentes ao movimento de subida

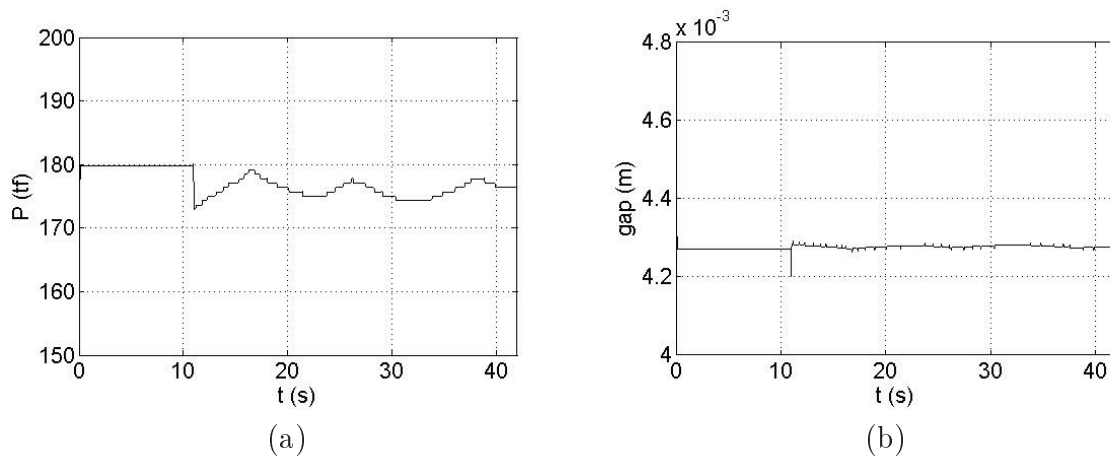


Figura 59: Controle do processo pelo ajuste de *gap*: Simulação com o primeiro conjunto de dados reais e o mecanismo de suavização da ação de controle. (a) Carga de laminação. (b) *Gap*

dos cilindros em toda a faixa de operação do mecanismo de ajuste de *gap*. O MAPE obtido para esse caso foi de 0,0470%. Ao utilizar esse valor como referência, percebe-se que o controlador *Gain Scheduling*, sem o mecanismo de suavização da ação e controle, obteve índice 14,68% menor e o controlador *Gain Scheduling*, com o mecanismo suavizador da ação de controle, obteve índice 31,28% também menor do que o controlador de ganhos fixos, atestando, assim, o desempenho superior dos controladores *Gain Scheduling* para esse caso. A Tabela 8 mostra os resultados consolidados dos testes realizados com o primeiro conjunto de dados reais de processo.

Tabela 8: Consolidação de resultados utilizando o primeiro conjunto de dados

	MAPE	Comparação
Controlador com ganhos fixos	0,0470	Ref.
Contr. <i>Gain Scheduling</i> com suavizador da ação de controle	0,0323	-31,28%
Contr. <i>Gain Scheduling</i> sem suavizador da ação de controle	0,0401	-14,68%

5.4.2.3 Segundo conjunto de dados

O segundo conjunto de dados de processo consistiu em uma massa de dados maior e com taxa de amostragem também maior, de 100Hz. Assim, os problemas devido à baixa taxa de amostragem apresentados no caso anterior foram minimizados.

Na primeira simulação, foi utilizado o mecanismo de suavização da ação de controle apresentado anteriormente e a referência de espessura de saída da tira foi estabelecida em 21mm. As Figuras 60 (a) e (b) mostram, respectivamente, a espessura de entrada da

tira no laminador, onde se percebe uma transição abrupta por volta de 80s e a espessura de saída do laminador como resultado de controle do processo. Nesse caso, foi possível observar alguns picos na espessura de saída da tira devido, principalmente, a variações nos parâmetros operacionais do processo, como a variação destacada em h_1 . O MAPE obtido para esse caso foi de 0,0602%.

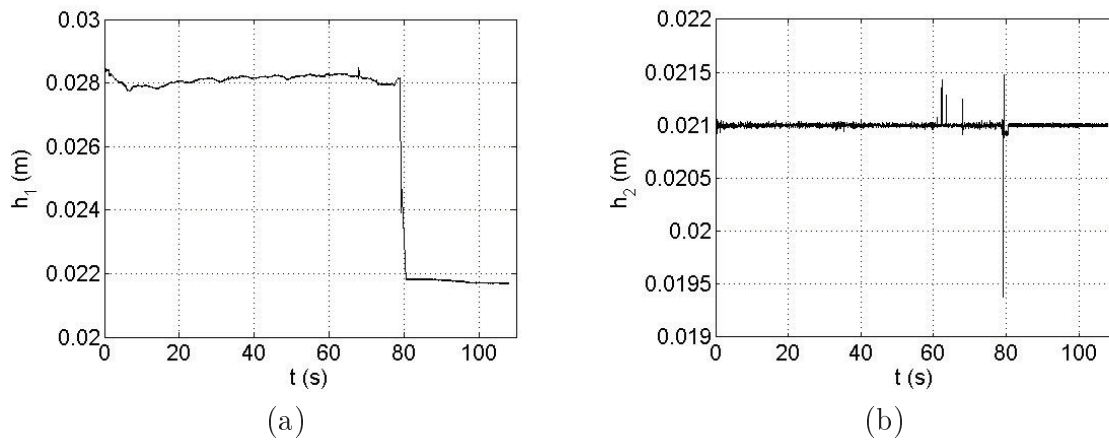


Figura 60: Controle do processo pelo ajuste de *gap*: Simulação com o segundo conjunto de dados reais. (a) Espessura de entrada da tira. (b) Espessura de saída da tira

Na Figura 61, é mostrada uma visão ampliada da espessura de saída da tira no momento em que ocorre a transição abrupta na espessura de entrada. É possível notar a presença de um “erro em estado estacionário” próximo aos 80s. Esse erro ocorre, principalmente, pela variação em formato rampa no sinal de h_1 . Conforme comentado anteriormente, para eliminar esse tipo de erro, seria necessário utilizar uma estrutura de controlador com duplo integrador.

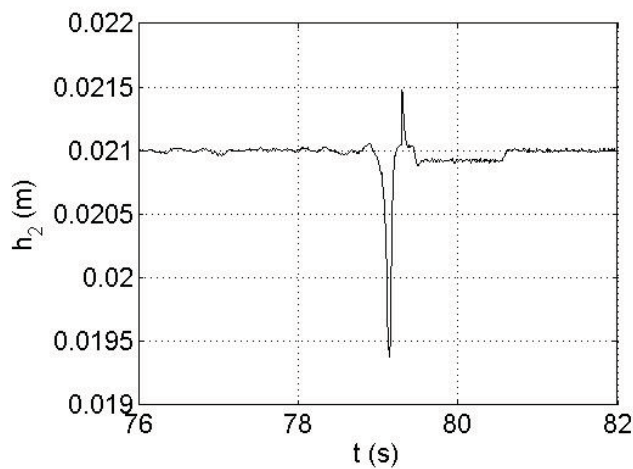


Figura 61: Controle do processo pelo ajuste de *gap*: Visão ampliada da espessura de saída da tira no segundo conjunto de dados reais

A ação de controle correspondente a esse teste é apresentada na Figura 62 (a), onde é possível observar muitas variações no nível de tensão devido, principalmente, à grande quantidade de dados de medição e às variações nos parâmetros operacionais do processo. A Figura 55 (b) mostra o erro de controle apresentado, ou seja, $h_2 - h_{2ref}$.

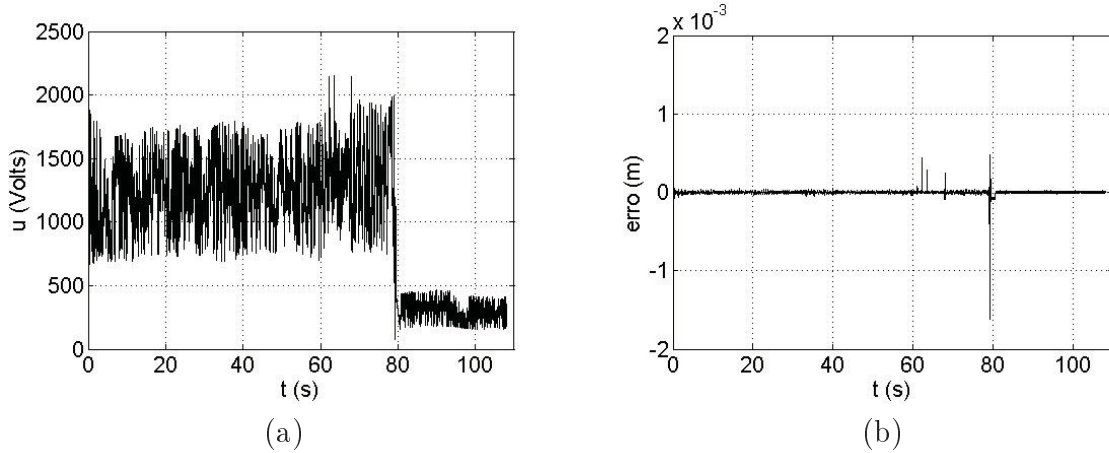


Figura 62: Controle do processo pelo ajuste de *gap*: Simulação com o segundo conjunto de dados reais. (a) Ação de controle. (b) Erro de controle

Na Figura 63, é mostrada uma visão ampliada da ação de controle no momento em que ocorre a transição abrupta na espessura de entrada.

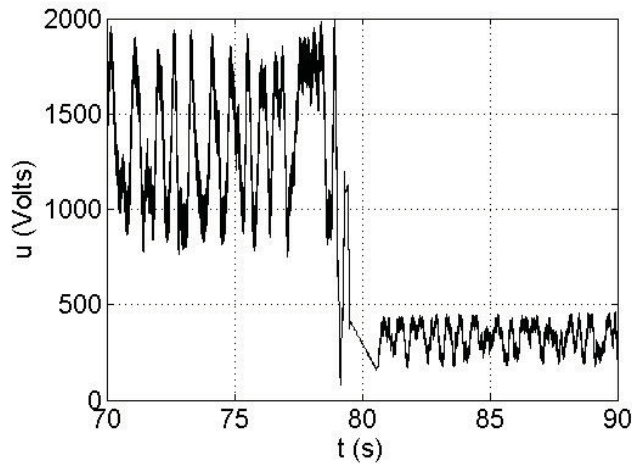


Figura 63: Controle do processo pelo ajuste de *gap*: Visão ampliada da ação de controle no segundo conjunto de dados reais

Ao final, as Figuras 64 (a) e (b) mostram, respectivamente, a carga de laminação onde se percebe sua variação em função das variações dos parâmetros operacionais e o *gap* do laminador, que é diferente da espessura de saída da tira em virtude das deformações na máquina.

Apenas para ilustrar as diferenças, as Figuras 65 (a) e (b) mostram, respectivamente,

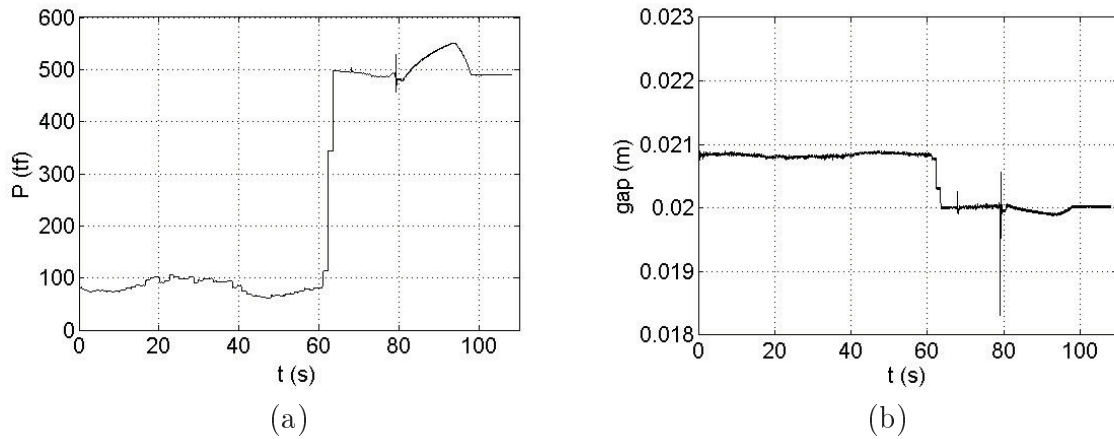


Figura 64: Controle do processo pelo ajuste de gap : Simulação com o segundo conjunto de dados reais. (a) Carga de laminação. (b) Gap

a visão ampliada da ação de controle quando não há o mecanismo suavizador em operação e a espessura de saída da tira no momento da transição mais acentuada na espessura de entrada. Exceto pelo aspecto mais ruidoso dos sinais encontrados, não houve maiores diferenças em relação ao primeiro caso, portanto optou-se por apresentar apenas essas figuras, que são as mais relevantes. O MAPE obtido para esse caso foi de 0,0569%.

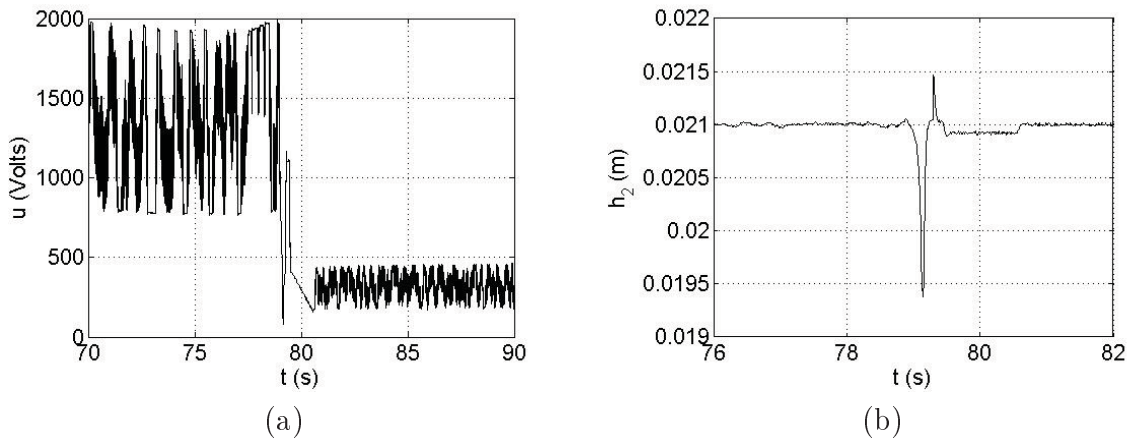


Figura 65: Controle do processo pelo ajuste de gap : Simulação com o segundo o conjunto de dados sem o mecanismo de suavização da ação de controle. (a) Ação de controle. (b) Espessura de saída da tira

Por fim, o teste foi repetido, dessa vez utilizando o mesmo controlador sem o mecanismo de escalonamento de ganhos, ou seja, utilizando ganhos fixos. Também optou-se por utilizar os ganhos referentes ao movimento de subida dos cilindros em toda a faixa de operação do mecanismo de ajuste de gap . O MAPE obtido para esse caso foi de 0,0622%. Ao utilizar esse valor como referência, percebe-se que o controlador *Gain Scheduling*, sem o mecanismo de suavização da ação e controle, obteve índice 8,52% menor e o controlador *Gain Scheduling*, com o mecanismo de suavização da ação de controle, obteve índice

3,22% também menor do que o controlador de ganhos fixos, atestando, assim, o desempenho superior dos controladores *Gain Scheduling* também para esse caso. A Tabela 9 mostra os resultados consolidados dos testes realizados com o segundo conjunto de dados reais de processo.

Tabela 9: Consolidação de resultados utilizando o segundo conjunto de dados

	MAPE	Comparação
Controlador com ganhos fixos	0,0622	Ref.
Contr. <i>Gain Scheduling</i> com suavizador da ação de controle	0,0602	-3,22%
Contr. <i>Gain Scheduling</i> sem suavizador da ação de controle	0,0569	-8,52%

5.4.3 Discussão geral sobre os resultados alcançados

Os resultados de controle do subsistema de ajuste de *gap* apresentados mostraram que o sistema de controle proposto é eficaz para aplicação no processo estudado e pode alcançar um excelente desempenho de controle da espessura de saída da tira, relacionada com a qualidade da tira laminada.

Grande parte do sucesso do projeto deve-se à escolha correta da variável de escalonamento respeitando as duas premissas básicas do controle *Gain Scheduling*. Durante o modelamento do sistema de parafusos de aperto, verificou-se a existência de apenas dois modelos lineares que representam o sistema não-linear como um todo: um para o movimento de subida do parafuso e outro para o movimento de descida do parafuso. Assim, optou-se por utilizar a variável $d\theta/dt$, relacionada com o sentido de giro do motor, como variável de escalonamento. Com os modelos lineares encontrados, foi possível determinar os ganhos dos controladores lineares correspondentes. Por fim, o controlador “global” *Gain Scheduling* foi sintetizado de duas formas: Uma delas por meio da interpolação linear direta dos ganhos dos controladores “locais” sintonizados e outra utilizando a forma de suavização da ação de controle proposta neste trabalho, que basicamente é uma forma de provocar a transição suave nos valores de ganhos do controlador utilizando uma faixa de “tolerância” para variável de escalonamento.

Análises de desempenho de controle com dados teóricos e dois conjuntos de dados reais de processo mostraram que o controlador proposto alcança desempenhos dinâmicos considerados razoáveis na prática, em diferentes faixas de operação. Na simulação utilizando dados teóricos de processo, verificou-se erro em estado estacionário nulo e tempo de assentamento de, aproximadamente, 120ms nas variações em degrau. Nas simulações

com dados reais de processo, também foi observado respostas de controle consideradas satisfatórias, com erro médio de controle na ordem de $10\mu\text{m}$. O mecanismo de suavização da ação de controle proposto neste trabalho mostrou-se eficaz, para essa finalidade, nos casos testados, podendo reduzir vibrações excessivas e desgastes desnecessários ao equipamento.

Testes comparativos do controlador *Gain Scheduling* com um controlador utilizando a mesma estrutura, mas com ganhos fixos, mostram que a técnica *Gain Scheduling* alcança desempenho superior em todos os casos analisados, como mostrado nos resultados consolidados nas Tabelas 8 e 9.

6 Conclusões

Esta tese apresenta contribuições ao estudo da viabilidade de controle de laminadores de produtos planos propondo uma estratégia de controle baseada nas técnicas *Gain Scheduling* clássicas.

Foram desenvolvidos controladores *Gain Scheduling* utilizando a mesma estratégia para os subsistemas da bobinadeira, da desbobinadeira, do tensionamento da tira e do ajuste de *gap* do laminador, sistematizando, assim, o método de projeto proposto. Cada subsistema é capaz de atuar em um determinado parâmetro operacional para recuperar o ponto de operação do sistema frente aos distúrbios do processo. A estratégia de escolha em qual ou quais subsistemas atuar em caso de mudanças nas variáveis de processo que alterem o ponto de operação do sistema não fez parte dos objetivos deste trabalho por demandar outro estudo consideravelmente sofisticado, entretanto é uma das sugestões para trabalhos futuros.

As vantagens desse tipo de controle para a indústria são o fato de ser um método que aproveita conhecimentos sobre controladores lineares amplamente difundidos, logo é mais econômico e mais prático do que outros métodos para controle de sistemas não-lineares, e também o seu potencial em incorporar ferramentas e metodologias poderosas de controle linear em problemas não-lineares, alcançando excelentes resultados no controle das variáveis de interesse, refletindo na qualidade do produto final.

Na modelagem dos diversos subsistemas para síntese dos controladores, um fato que se destaca é que, no sistema de parafuso de aperto para ajuste do *gap*, foi observado que a carga de laminação P não altera os termos diferenciais da Equação 3.38, do modelo do sistema, logo não altera a dinâmica do sistema linearizado, não sendo necessário encontrar sintonias de controle diferentes para cargas de laminação diferentes. Assim, o controlador proposto é aplicável tanto na laminação a quente quanto na laminação a frio.

Observou-se, também, que a utilização de um integrador no ramo direto entre o comparador e a planta torna cada ponto de operação um ponto de equilíbrio do sistema, simplificando o projeto do controlador *Gain Scheduling*, o que torna sua implementação ainda mais interessante.

As variáveis de escalonamento escolhidas mostraram-se adequadas tendo em vista os resultados obtidos. Os resultados indicaram que as saídas dos subsistemas controlados foram adequadas e satisfatórias nos testes realizados, conseguindo lidar bem com os distúrbios de processo, frequentemente encontrados na indústria. Nos subsistemas testados, os controladores alcançam o mesmo desempenho dinâmico em toda a faixa de operação, apesar das respectivas não-linearidades. No caso dos subsistemas da bobinadeira e da desbobinadeira, verificou-se que, mantendo a velocidade tangencial da tira constante, a tensão na tira permanece constante. Na bobinadeira, o tempo de assentamento nas variações em degrau da referência foi de 80ms com a sintonia utilizada. Na desbobinadeira, foi de 100ms quando a força na tira foi mantida em 100N e de 200ms quando a força na tira foi mantida em 2×10^5 N. No tensionador, esse tempo foi de 240ms e no subsistema de ajuste de *gap* foi de 120ms, utilizando dados teóricos de processo. Em todos os casos, houve erro em estado estacionário nulo nas variações em degrau e os testes de resposta a distúrbios comprovaram a capacidade de o sistema recuperar o ponto de operação. Na comparação dos resultados de controle da bobinadeira e do subsistema de ajuste de *gap* utilizando o controlador *Gain Scheduling* proposto ou um controlador de ganhos fixos, observou-se que o controlador *Gain Scheduling* obteve desempenho superior em todos os casos analisados, chegando a 87,6% no caso da bobinadeira ou até 31,28% no caso do sistema de ajuste de *gap*, como é possível constatar nas Tabelas 8 e 9, utilizando o MAPE como índice de desempenho. O erro de controle da espessura da tira utilizando dados reais de processo ficou na ordem de $10\mu\text{m}$, dentro da prática industrial.

Verificou-se, ainda, que o mecanismo de suavização da ação de controle desenvolvido foi eficaz nos testes realizados com dados reais de processo. Basicamente foi proposta uma nova forma de interpolação dos ganhos dos controladores locais, inserindo uma região de transição linear onde ocorre variações bruscas dos ganhos, reduzindo, assim, as variações bruscas na ação de controle, ou seja, foi admitida uma faixa de tolerância para as transições dos ganhos. Nos testes realizados, a ação de controle do mecanismo de ajuste de *gap* foi suavizada conforme esperado, podendo reduzir vibrações excessivas e desgastes desnecessários no equipamento. Análises quantitativas e qualitativas mais detalhadas das respostas de controle alcançadas em cada subsistema podem ser obtidas nas subseções de discussão de resultados de cada subsistema do Capítulo 5.

Acredita-se que, pela realização de simulações extensivas e verificação dos resultados em diferentes situações, valores e com dados reais de processo, a estratégia de controle apresentada poderia ser viável e obter bons resultados quando aplicada na indústria para manutenção da espessura de saída da tira. Entretanto, outros fatores de qualidade da

tira precisam também ser controlados como, por exemplo, a forma geométrica e/ou a distribuição de tensões residuais internas no material.

Tendo em vista, ainda, que pesquisas são continuamente realizadas para melhorar fatores como qualidade, produtividade e custo de processo, novas pesquisas sobre aplicação de controladores *Gain Scheduling*, no processo de laminação de produtos planos, podem ser realizadas, tomando como base a metodologia proposta e os resultados alcançados.

7 *Trabalhos Futuros*

Como sugestão para trabalhos futuros, propõe-se a implementação do controle *Gain Scheduling* clássico baseado em outras estruturas de controladores lineares para os subsistemas do processo de laminação e, também, um estudo mais aprofundado sobre a estabilidade global do sistema de controle proposto. Também seria interessante realizar o seu desenvolvimento na forma digital.

Além disso, sugere-se investigar possíveis melhorias de desempenho de controle ao utilizar outras variáveis de escalonamento e outras técnicas de associação dos ganhos do controlador final. Também seria interessante fazer simulações acrescentando distúrbios nos sinais de medição e em outros parâmetros do modelo como, por exemplo, nas medições de velocidade angular e no atrito.

Poderia ser interessante, também, utilizar controladores com estruturas diferentes para diferentes regiões de operação do sistema e propor uma forma adequada de chaveamento entre eles. Outra sugestão seria associar técnicas de Inteligência Artificial para ajustar os ganhos do controlador desenvolvido.

Um grande desafio seria implementar o controle *Gain Scheduling* baseado nos métodos modernos (ver Seção 1.2) em virtude da complexidade da manipulação matemática dos modelos envolvidos no processo, embora também não poderia deixar de ser ressaltado que essa complexidade pode fazer o método perder uma grande vantagem, que é justamente a maior simplicidade do projeto de controladores para processos não-lineares.

Ainda, sugere-se desenvolver um sistema de controle multivariável para o laminador utilizando técnicas *Gain Scheduling* e, também, estudos mais aprofundados sobre a utilização de técnicas de controle preditivo e de controle fuzzy nesse processo.

Nas simulações do sistema de controle desenvolvido, poderia ser testado também seu desempenho ao utilizar outras representações para o modelo da laminação como, por exemplo uma rede neural validada ou uma representação matemática simplificada. Seria, ainda, interessante realizar um estudo sobre a relação entre o desempenho de controle

alcançado e o número de pontos de linearização do sistema.

Outra sugestão seria desenvolver um controlador em um nível hierárquico superior, que implemente uma estratégia de escolha em qual ou quais subsistemas atuar em caso de mudanças nas variáveis de processo que alterem o ponto de operação do sistema. Também poderia ser interessante verificar o efeito do atraso de transporte dos sensores nos controladores *Gain Scheduling* propostos.

Por fim, poderia ser realizado um estudo detalhado sobre as vantagens e as desvantagens da utilização de cada técnica de controle no processo de laminação de produtos planos.

Referências

- [1] DENTI FILHO, J. *Um método de controle dinâmico de laminadores reversíveis*. Tese (Doutorado) — Universidade Federal de Minas Gerais, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas, Belo Horizonte - MG, Brasil, 1994.
- [2] PATARO, C. D. M. *Execução automática do processo de laminação, utilizando redes neurais*. Tese (Doutorado) — Universidade Federal de Minas Gerais, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas, Belo Horizonte - MG, Brasil, 1996.
- [3] MACHADO, M. L. P. *Modelo termomicroestrutural para determinação de variáveis operacionais e metalúrgicas para utilização em simulação e/ou controle na laminação a quente de aços carbono e microligados*. Tese (Doutorado) — Universidade Federal do Espírito Santo, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Vitória - ES, Brasil, 2005.
- [4] ROSSOMANDO, F. G. *Estabelecimento de estratégias de controle inteligente na laminação de produtos planos*. Tese (Doutorado) — Universidade Federal do Espírito Santo, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Vitória - ES, Brasil, 2006.
- [5] MARCELLOS, N. S. *Estimativa de espessura de tiras de aço laminadas por meio das variáveis elétricas do motor de corrente alternada acionador dos cilindros*. Tese (Doutorado) — Universidade Federal do Espírito Santo, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Vitória - ES, Brasil, 2011.
- [6] OGATA, K. *Engenharia de controle moderno*. 2. ed. [S.l.]: São Paulo: Prentice Hall do Brasil, 1993.
- [7] DORF, R. C.; BISHOP, R. H. *Sistema de controle modernos*. [S.l.]: Livros Técnicos Científicos Editora S.A., 1998.
- [8] SLOTINE, J.-J. E.; LI, W. *Applied nonlinear control*. [S.l.]: Prentice-Hall; United States Edition, 1991.
- [9] KHALIL, H. K. *Nonlinear systems*. [S.l.]: Prentice-Hall, 1996.
- [10] RUGH, W. J.; SHAMMA, J. S. Research on gain scheduling. *Automatica*, v. 36, p. 1401 – 1425, 2000.
- [11] ASTROM, K. J.; WITTENMARK, B. *Adaptive control*. [S.l.]: Addison Wesley, 1995.
- [12] SASTRY, S.; BODSON, M. *Adaptive control: stability, convergence, e robustness*. [S.l.]: Prentice-Hall, 1989.
- [13] STEIN, G.; HARTMANN, G. L.; HENDRICK, R. C. Adaptive control laws for F-8 flight test. *IEEE Transactions on Automatic Control*, v. 22, p. 758 – 767, 1977.

- [14] DOYLE, F. J. I.; KWATRA, H. S.; SCHWABER, J. S. Dynamic gain scheduled process control. *Chemical Engineering Science*, 1998.
- [15] TRAN, M. N.; HROVAT, D. Application of gain-scheduling to design of active suspensions. *San Antonio, TX, USA*, 1993.
- [16] RUGH, W. J. Analytical framework for gain scheduling. *IEEE Control Systems Magazine*, v. 11, p. 79–84, 1991.
- [17] SHAMMA, J.; ATHANS, M. Analysis of nonlinear gain scheduled control systems. *IEEE Transactions on Automatic Control*, v. 35, p. 898–907, 1990.
- [18] LEITH, D.; LEITHEAD, W. Survey of gain-scheduling analysis e design. *International Journal of Control*, 2000.
- [19] SHAMMA, J.; ATHANS, M. Guaranteed properties of gain scheduled control of liner parameter-varying plants. *Automatica*, 1991.
- [20] SHAMMA, J.; ATHANS, M. Gain scheduling: potential hazards e possible remedies. *IEEE Control Systems Magazine*, v. 12, p. 101–107, 1992.
- [21] LEITH, D.; LEITHEAD, W. Gain-scheduled and nonlinear systems: Dynamic analysis by velocity-based linearization families. *International Journal of Control*, v. 70, p. 289–317, 1998.
- [22] SHAMMA, J. S.; CLOUTIER, J. R. Trajectory scheduled missile autopilot design. *Proceedings of the first IEEE Conference on Control Applications*, Dayton, OH, 1992.
- [23] SURESHBABU, N.; RUGH, W. J. Output regulation with derivative information. *IEEE Transactions on Automatic Control*, v. 40, p. 1755–1766, 1995.
- [24] NICHOLS, R. A.; REICHERT, R. T.; RUGH, W. J. Gain scheduling for H_∞ controllers: A flight control example. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 1993.
- [25] REICHERT, R. T. Dynamic scheduling of modern-robust-control autopilot designs for missiles. *IEEE Control Systems*, v. 3, p. 35–42, 1992.
- [26] HYDE, R. A.; GLOVER, K. Application of scheduled H_{inf} controllers to a vstol aircraft. *IEEE Transactions on Automatic Control*, v. 38, p. 1021–1039, 1993.
- [27] SHAHRUZ, S.; BEHTASH, S. Design of controllers for linear parameter-varying systems by the gain scheduling technique. *Proceedings of the 29th IEEE Conference on Decision and Control*, v. 21, p. 15–21, Dallas, TX, USA, 1990.
- [28] STILWELL, D. J.; RUGH, W. J. Interpolation of observer state feedback controllers for gain scheduling. *IEEE Transactions on Automatic Control*, v. 44, p. 1225–1229, 1999.
- [29] STILWELL D. J. AND RUGH, W. J. Stability preserving interpolation methods for the synthesis of gain scheduled controllers. *Automatica*, v. 36, p. 665–671, 2000.
- [30] APKARIAN, P.; GAHINET, P. Convex characterization of gain-scheduled h_1 controllers. *IEEE Transactions on Automatic Control*, v. 40, p. 843–864, 1995.

- [31] TANAKA, K.; SANO, M. Robust stabilization problem of fuzzy control systems e its application to backing up control of a truck-trailer. *IEEE Transactions on Fuzzy Systems*, v. 2, p. 119–134, 1994.
- [32] JANG, J.-S. R.; GULLEY, N. Gain scheduling based fuzzy controller design. *Proceedings of the First International Joint Conference of the North American Fuzzy Information Processing Society Biannual Conference*, p. 101–105, San Antonio, TX, USA, 1994.
- [33] CHAI, J.-S.; TAN, S.; HANG, C.-C. Gain scheduling control of nonlinear plant using RBF neural network. *Proceedings of the 1996 IEEE International Symposium on Intelligent Control*, p. 502–507, Dearborn, MI, USA, 1996.
- [34] ROBERTS, W. L. *Cold rolling of steel*. [S.l.]: Mark Dekker Inc., 1978. 800 p.
- [35] EDWARDS, J. K. Automation of cold tandem mills. *International Conference on Flat Rolling*, p. 112–130, Cardiff, 1978.
- [36] POLUKHIN, V. P. *Mathematical simulation and computer analysis of thin-strip rolling mills*. [S.l.]: Moscow: Mir Publishers, 1975. 544 p.
- [37] FERGUSTON, J. J.; TINA, R. F. d. Modern hot-strip mill thickness control. *IEEE Transactions on Industry Applications*, p. 934–940, 1986.
- [38] GINZBURG, V. B. *Steel rolling technology: teory and practice*. [S.l.]: Marcel Dekker Inc., NY, 1989. 791 p.
- [39] GUO, R.-M. Optimal profile and shape control of flat sheet metal using multiple control devices. *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. 2, p. 449–457, 1996.
- [40] PITTNER, S. N. S.; SIMMAN, M. A. A simple rolling mill model with linear quadratic optimal controller. *37th IEEE Industry Applications Society Annual Meeting*, v. 1, p. 142–149, 2002.
- [41] FUKUSHUMER, S.; SCHLACHER, K.; KUGI, A. Mathematical modelling and non-linear control of a temper rolling mill. In: *Guran A., BELYAEV A. K. Selected Topics in Structronic and Mechatronic Systems*. World Scientific Publ., 2001.
- [42] KUGI, A.; SCHLACHER, K.; NOVAK, R. Nonlinear control in rolling mills: a new perspective. *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. 37, p. 1394–1402, 2001.
- [43] SBARBARO-HOFER, D.; NEUMERKEL, D.; HUNT, K. Neural control of a steel rolling mill. *IEEE Control Systems Magazine*, v. 13, p. 69–75, 1992.
- [44] JANSEN, M. et al. How neural networks are proving themselves in rolling mill process control. *Siemens Newsletter: Metals, Mining and More*, Eletronic Edition, 1999.
- [45] LIMA, F. *Modelagem, análise e controle de um sistema de bobinamento de tiras de aço*. Dissertação (Mestrado) — Universidade de São Paulo, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, São Carlos - SP, Brasil, 2001.
- [46] DENTI FILHO, J.; ZANANDRÉA, P. H. F. Strip coil driving using fuzzy technique and vectorial induction motor speed control. *Proceedings of the Association of Iron and Steel Engineering - International Conference, Cleveland, USA*, 1999.

- [47] DENTI FILHO, J.; FIGUEIREDO, B. R. Sistema de bobinamento e controle de tensão à frente na laminação de tiras - uma análise. *XXXIII Seminário de Laminação, Processos e Produtos Laminados e Revestidos - ABM*, p. 181–191, 1996.
- [48] LIMA, F.; JUNIOR, A. A. O.; TOSETTI, J. P. V. Análise e simulação de um sistema de bobinamento de tiras de aço. *IV Encontro de Especialistas em Automação*, p. 155–163, Belo Horizonte, MG, 2000.
- [49] GUANGRUI, Z.; YIHUA, Y.; JIANXIN, W. Uncoiler indirect tensile control system research based on the active disturbances rejection controller. *International Conference on Mechatronic Science, Electric Engineering and Computer (MEC)*, p. 215 – 218, 2011.
- [50] CHOI, I.; ROSSITER, J.; FLEMING, P. Looper and tension control in hot rolling mills: A survey. *Journal of Process Control*, v. 17, p. 509–521, 2007.
- [51] JANABI-SHARIFI, F. A neuro-fuzzy system for looper tension control in rolling mills. *Control Engineering Practice*, v. 13, p. 1–13, 2005.
- [52] IMANARI, H. et al. Looper H-infinity control for hot-strip mills. *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. 33, p. 790–796, 1997.
- [53] NOH, I.; WON, S. Non-interactive robust tension control for the looper system via disturbance observer. *34th Annual Conference of IEEE Industrial Electronics*, p. 280–285, 2008.
- [54] THANGAVEL, S.; PALANISAMY, V.; DURAISWAMY, K. Genetic based sensorless hybrid intelligent controller for strip loop formation control between inter-stands in hot steel rolling mills. *ISA Transactions*, v. 47, p. 179–188, 2008.
- [55] ZHONG, Z.; WANG, J.; LU, L. Looper and tension control in hot strip finishing mills based on sliding mode and adaptative control. *Proceedings of the 8th World Congress on Intelligent Control and Automation*, p. 1156–1161, 2010.
- [56] GARIMELLA, S. S.; SRINIVASAN, K. Application of iterative learning control to coil-to-coil control in rolling. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, v. 6, p. 281–293, 1998.
- [57] RIGLER, G. et al. Improved rolling mill automation by means of advanced control techniques and dynamic simulation. *IEEE Trans. On Industry Applications*, v. 32, p. 599–607, 1996.
- [58] HEARNS, G.; GRIMBLE, M. J. Inferential control of rolling mills. *IEE Proc-Control Theory Appl.*, v. 147, p. 673–679, 2000.
- [59] GRIMBLE, M. J.; HEARNS, G. LQG controllers for state-space systems with pure transport delays: Application to hot strip mills. *Automatica*, v. 34, p. 1169–1184, 1998.
- [60] STEPHENS, R. I.; RANDALL, A. On-line adaptive control in the hot rolling of steel. *IEE Proc-Control Theory Appl.*, v. 144, p. 15–24, 1997.
- [61] HESKETH, T. et al. Controller design for hot strip finishing mills. *Transactions on Control Systems Technology*, v. 6, p. 208–219, 1998.

- [62] CAVAZZANA, E.; DENTI FILHO, J. Modelagem, simulação e controle da velocidade tangencial em um sistema de bobinamento de tiras de aço. *Anais da X Conferência Brasileira de Dinâmica, Controle e Aplicações - DINCON*, 2011.
- [63] CAVAZZANA, E.; DENTI FILHO, J. Modelagem, simulação e controle de um sistema de tensionamento de tiras de aço via abordagem gain schedulling clássica. *Anais da X Conferência Brasileira de Dinâmica, Controle e Aplicações - DINCON*, 2011.
- [64] CAVAZZANA, E.; DENTI FILHO, J. Construção de uma plataforma didática para estudo da técnica de controle gain schedulling utilizando um escalonador mecânico de ganhos. *Anais do XXXIX Congresso Brasileiro de Educação em Engenharia - COBENGE*, 2011.
- [65] CAVAZZANA, E.; DENTI FILHO, J. Strip thickness control in rolling mills using a gain scheduling technique. *Latin American Applied Research*, In press, 2013.
- [66] CETLIN, P. R.; HELMAN, H. *Fundamentos da conformação mecânica dos metais*. [S.l.]: Artliber, 2005.
- [67] MARCELLOS, N. S.; FILHO, J. D. Strip thickness estimation in rolling mills from electrical variables in AC Drives. *Latin American Applied Research*, v. 39, p. 353–359, 2009.
- [68] ROSSOMANDO, F. G.; FILHO, J. D. Modelling and control of a hot holling mill. *Latin American Applied Research*, v. 36, p. 199–204, 2006.
- [69] DENTI FILHO, J.; BAPTISTA, E.; HELMAN, H. Análise de sensibilidades na laminação de chapas - uma ferramenta para a monitoração de parâmetros operacionais específicos. *Anais do 10º CBA/6º CLCA*, v. 1, p. 476–481, 1994.
- [70] DENTI FILHO, J.; FIGUEIREDO, B. R.; HELMAN, H. Modelamento e simulação do processo de bobinamento na laminação de tiras para aplicações de controle. *Anais do VII Congreso Latinoamericano de Control Automático (VII CLCA)*, p. 714–719, 1996.
- [71] BRYANT, G. F. The automation of tandem mills. *The Iron and Steel Institute, London*, 1973.
- [72] OROWAN, E. The calculation of roll pressure in hot and cold rolling. *Proc. Inst of Mechanical Engineers*, v. 150, p. 140–167, 1944.
- [73] HITCHCOCK, J. H. Elastic deformation of rolls during cold rolling. *ASME Research Publication Roll Neck Bearings*, 1935.
- [74] FITZGERALD, A. E.; JR, C. K.; UMANS, S. D. *Máquinas elétricas*. [S.l.]: Bookman, 2006.
- [75] LEONHARD, W. *Control of electrical drives*. 3rd. ed. [S.l.]: Springer-Verlag, 2001.
- [76] STUECHER, R.; MATTHIAS, T.; STEFAN, B. Hydraulic looper simulations and measurements for magic benchmark tests. *IAR Workshop on Advanced Control and Diagnosis, Duisburg*, 2003.

-
- [77] MARCU, T.; BIRGIT, K.-S.; REINHARD, S. FDI system design for a hydraulic looper using dynamic functional-link neural networks. *IAR Workshop on Advanced Control and Diagnosis, Duisburg*, 2003.
- [78] MUNIZ, B.; PANDOLFI, E. *Modelamento do sistema de looper de um laminador*. Novembro 1999. Estudo Dirigido. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, UFES.

APÊNDICE A – Diagramas de Simulação

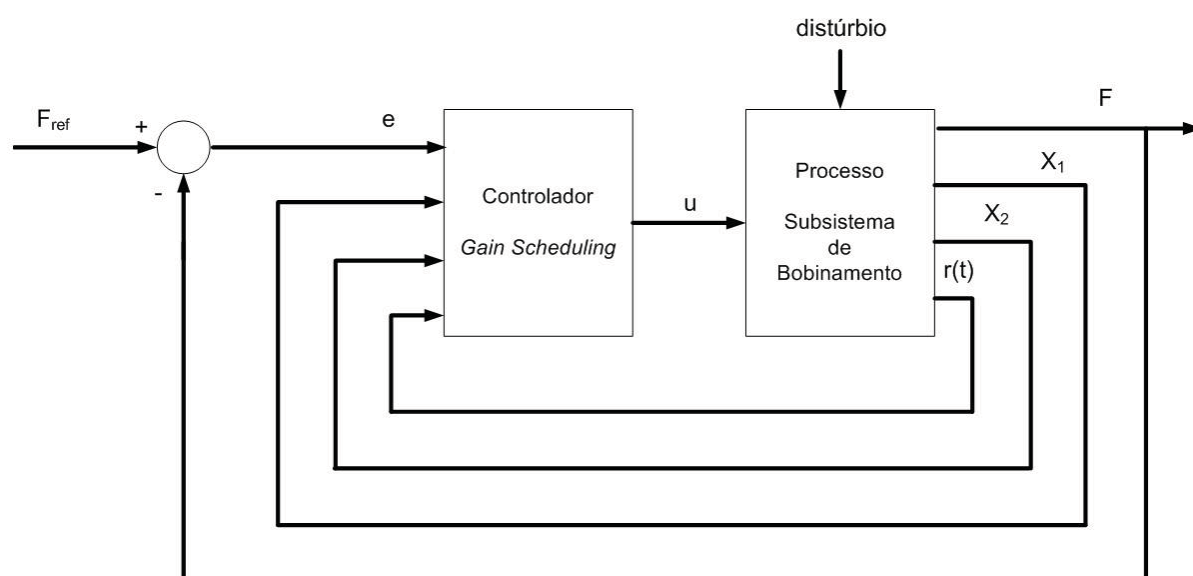


Figura 66: Diagrama de simulação do controle do subsistema da bobinadeira

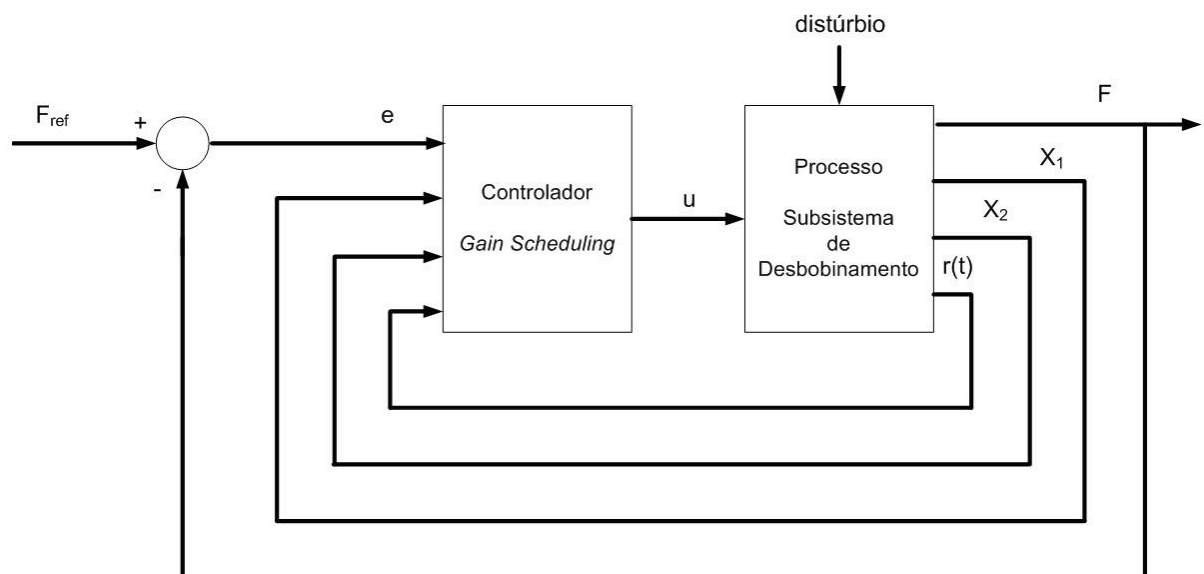


Figura 67: Diagrama de simulação do controle do subsistema da desbobinadeira

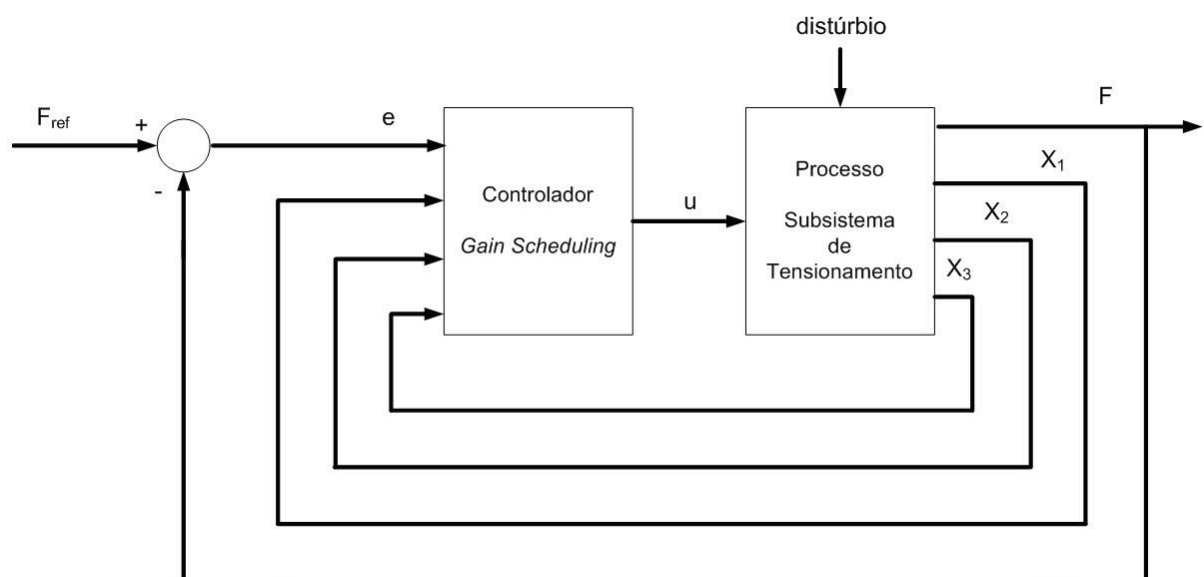


Figura 68: Diagrama de simulação do controle do subsistema do tensionador

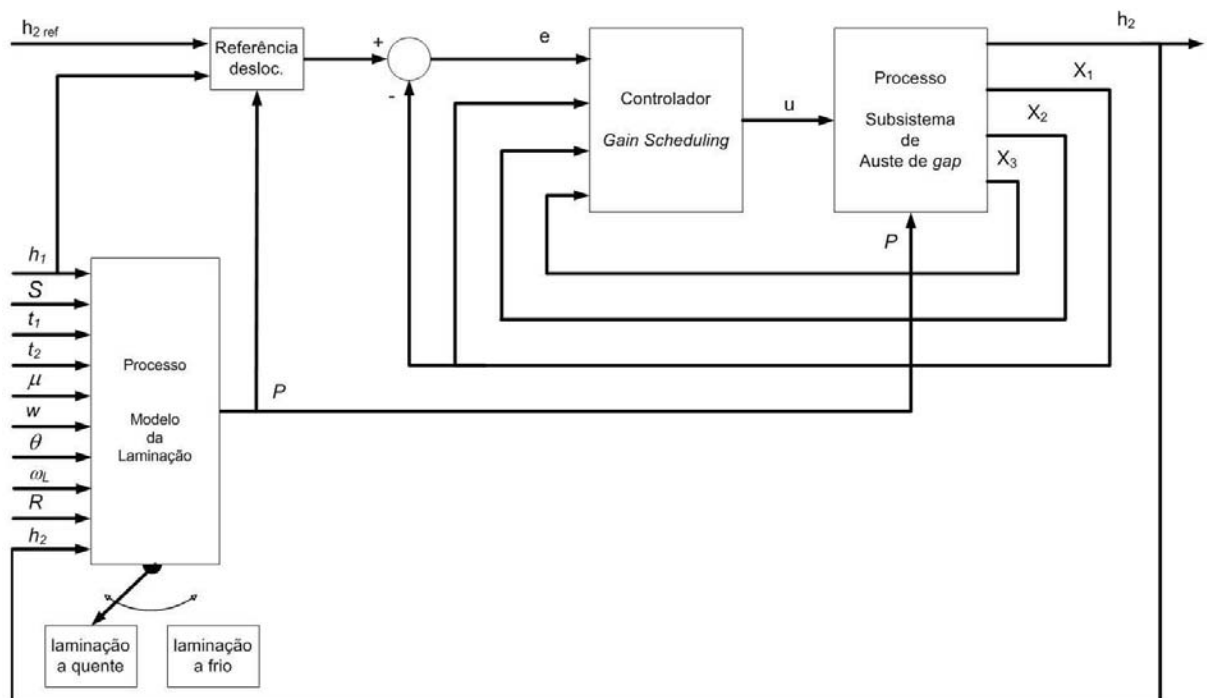


Figura 69: Diagrama de simulação do controle do subsistema de ajuste de *gap*

APÊNDICE B - Publicações Realizadas

- Cavazzana, E., Denti Filho, J., "Modelagem, Simulação e Controle da Velocidade Tangencial em um Sistema de Bobinamento de Tiras de Aço", Anais da 10^a Conferência Brasileira de Dinâmica, Controle e Aplicações (DINCON2011), 2011.
- Cavazzana, E., Denti Filho, J., "Modelagem, Simulação e Controle de um Sistema de Tensionamento de Tiras de Aço via Abordagem *Gain Schedulling* Clássica", Anais da 10^a Conferência Brasileira de Dinâmica, Controle e Aplicações (DINCON2011), 2011.
- Cavazzana, E., Denti Filho, J., Souza, E. M. R. de, "Construção de uma Plataforma Didática para Estudo da Técnica de Controle *Gain Schedulling* Utilizando um Escalonador Mecânico de Ganhos", Anais do 39^o Congresso Brasileiro de Educação em Engenharia (COBENGE2011), 2011.
- Cavazzana, E., Denti Filho, J., "Strip Thickness Control in Rolling Mills Using a Gain Scheduling Technique". *Latin American Applied Research*, In press, 2013.